T H E S E présentée

Pour l'obtention

du

DIPLOME DE DOCTEUR DE 3E CYCLE

A

L'UNIVERSITE PIERRE ET MARIE CURIE

-PARIS 6-

ET A

L'ECOLE NATIONALE SUPERIEURE D'ARTS ET METIERS

SPÉCIALITÉ : GENIE MECANIQUE

MÉCANIQUE APPLIQUEE A LA CONSTRUCTION

MENTION : CONCEPTION ET PRODUCTION DE SYSTÈMES MÉCANIQUES

par Monsieur TORBATY SERGE

Sujet de la thèse :

EVOLUTION DES CONTRAINTES RESIDUELLES AU COURS D'UNE GAMME D'USINAGE

Soutenue le 21 décembre 1981 devant la Commission composée de :

M. L. FEUVRAIS	PRÉSIDENT
M. A. MOISAN	EXAMINATEUR
M. C. BATHIAS	"
M. G. MAEDER	"
M. G. MURRY	"

UNIV.
LEIDEN
BIBL.

T H E S E présentée

Pour l'obtention

du

DIPLOME DE DOCTEUR DE 3E CYCLE

À

L'UNIVERSITE PIERRE ET MARIE CURIE

-PARIS 6-

ET À

L'ECOLE NATIONALE SUPERIEURE D'ARTS ET METIERS

SPÉCIALITÉ : GENIE MECANIQUE

MÉCANIQUE APPLIQUEE À LA CONSTRUCTION

MENTION : CONCEPTION ET PRODUCTION DE SYSTÈMES MÉCANIQUES

par Monsieur TORBATY SERGE

Sujet de la thèse :

EVOLUTION DES CONTRAINTES RESIDUELLES AU COURS D'UNE GAMME D'USINAGE

Soutenue le 21 décembre 1981 devant la Commission composée de :

M. L. FEUVRAIS	PRÉSIDENT
M. A. MOISAN	EXAMINATEUR
M. C. BATHIAS	"
M. G. MAEDER	"
M. G. MURRY	"

Nul ne peut se prétendre supérieur à autrui puisqu'il ne représente qu'une infime partie de l'Univers.

Digitized by the Internet Archive
in 2026

https://archive.org/details/IA41547321_0014

REMERCIEMENTS

Le travail présenté dans ce mémoire a été effectué au Laboratoire de Métallurgie de l'Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers de Paris et à l'Institut Supérieur d'Etat de Surface de Châlons-sur-Marne.

Je tiens en premier lieu à exprimer à Monsieur le Professeur FEUVRAIS, Directeur Général de l'ENSAM, ma très respectueuse gratitude pour m'avoir accueilli dans l'Etablissement qu'il dirige et pour avoir accepté la présidence de mon Jury de thèse.

Je remercie très vivement Monsieur le Professeur MOISAN, Directeur du Centre Régional de l'ENSAM de Châlons-sur-Marne, pour avoir permis que ma recherche soit présentée dans le cadre de la spécialité "Genie Mécanique-Mécanique Appliquée à la Construction" dont il est le responsable, pour m'avoir proposé ce sujet passionnant et pour avoir accepté de participer à mon Jury de thèse.

Je tiens également à remercier Monsieur le Professeur BATHIAS, Conseiller Scientifique à la DGRST et Professeur à l'Université de Technologie de Compiègne, de l'intérêt qu'il a porté à ce travail et de l'honneur qu'il me fait en participant à mon Jury.

Je suis également très sensible à l'honneur que me fait Monsieur MURRY, Directeur de Département à l'Office Technique pour l'Utilisation de l'Acier, en participant à mon Jury.

Monsieur le Professeur MAEDER, Responsable du Laboratoire de Métallurgie de l'ENSAM, a assuré la direction de cette recherche. Je suis très heureux de pouvoir ici lui exprimer toute ma reconnaissance pour l'orientation qu'il a donnée à ma recherche, pour les conseils et encouragements qu'il n'a cessé de me prodiguer et pour l'honneur qu'il me fait en acceptant d'être le rapporteur de ma thèse.

L'usinage des pièces en rectification cylindrique a été réalisé dans les ateliers du Centre Régional de l'ENSAM de CLUNY. Nous remercions ici M. MOULES, M. ALAMAGNY et ses Collaborateurs pour leurs conseils et pour l'accès à leurs installations qu'ils m'ont accordés.

J'exprime mes plus vifs remerciements à toute l'équipe du Laboratoire de Métallurgie, et en particulier à MM. LEBRUN et SPRAUEL pour l'aide constante et amicale qu'ils n'ont jamais manqué de m'apporter.

Je tiens enfin à exprimer ma vive reconnaissance à tous ceux à qui j'ai pu faire appel pour la réalisation et la mise en forme de ce mémoire, et en particulier à Madame COCO qui a dactylographié ce travail, à Mesdames DELANNOY, HARET, ROMAGNOLI et à M. RIBOT du Laboratoire de Métallurgie, qui m'ont apporté leur collaboration et leur soutien et m'ont permis de travailler dans une ambiance agréable et détendue.

-:-:-:-:-:-:-:-:-:-:-:-:-:-:-:-:-

EVOLUTION DES CONTRAINTES RESIDUELLES AU COURS D'UNE GAMME D'USINAGE.

RESUME

Ce travail porte sur l'étude d'un acier XC 38 laminé qui a subi différents modes d'usinage (tournage et rectification cylindrique). L'étude des contraintes résiduelles par la méthode de diffraction des rayons X et des paramètres géométriques d'état de surface par une méthode électro-mécanique ont permis de mettre en évidence les résultats suivants :

. Dans le sens perpendiculaire aux stries d'usinage, la courbe $2\theta = f(\sin^2 \psi)$ est linéaire.

. Dans le sens parallèle aux stries d'usinage, la courbe $2\theta = f(\sin^2\psi)$ présente une ouverture quel que soit l'usinage envisagé et il faut effectuer les mesures pour les valeurs de $\psi \geqslant o$ et $\psi < o$.

. Pour un même état de surface géométrique, les valeurs des contraintes résiduelles peuvent être très différentes.

. Dans le cas du tournage, il y a des contraintes normales de traction et des contraintes de cisaillement σ_{12} et σ_{23} en surface des pièces .

. Pour la rectification cylindrique, on note la présence de contraintes de compression (σ_{11}) dans le sens perpendiculaire aux stries d'usinage et de traction (σ_{22}) dans le sens parallèle aux stries d'usinage ainsi que des contraintes de cisaillement σ_{23}.

. D'autre part, au cours du tournage, les opérations d'élaboration antérieures influent sur la valeur finale des contraintes résiduelles mais en rectification cylindrique ces contraintes sont imposées par la dernière rectification.

EVOLUTION OF RESIDUAL STRESSES DURING TURNING AND CYLINDRICAL GRINDING OF A CARBON STEEL

ABSTRACT

This work concerns the study of the evolution of residual stresses during various sequences of turning and cylindrical grinding for a roll of XC 38 steel. Residual stresses have been measured by an X-Ray diffraction technique whereas geometrical parameters of surface roughness are measured usually. The main results which have been obtained are the following :

. In the direction perpendicular to the machining grooves, the curve $2\theta = vs(\sin^2\psi)$ is linear.

. In the direction parallel to the machining grooves, for all types of machining, there is an opening of the curve $2\theta = vs(\sin^2\psi)$ and the measurements must be done $\psi \geqslant o$ and $\psi < o$.

. For a similar geometrical surface state, the residual stress values are generally different.

. In turning, normal stresses are tensile and shear stresses σ_{12} and σ_{23} have also been found and measured.

. In cylindrical grinding, normal stresses (σ_{11}) are compresive in the direction perpendicular to the machining grooves. They are normal tensile stresses (σ_{22}) and shear stresses (σ_{23}) in the parallel direction.

. Moreover, it has been found that in turning, the sequence of machining operations determines the final value of residual stresses. While, in cylindrical grinding, these stresses are mainly determined by the final operation.

S O M M A I R E

RESUME, ABSTRACT 0

I - INTRODUCTION 6

II - CARACTERISATION DES ETATS GEOMETRIQUES DE SURFACE 8

II.1 - Position du problème 9

II.2 - Définition des critères d'état de surface 11

II.3 - Détermination des paramètres H_{moy} et H_{max} 12

II.4 - Méthode expérimentale utilisée 19

III - CARACTERISATION DES CONTRAINTES PAR DIFFRACTION DES RAYONS X 22

III.1 - Origine des contraintes résiduelles 23

III.2 - Les trois ordres de contraintes 23

III.3 - Détermination des contraintes résiduelles 24

III.3.1 - Position du problème 24

III.3.2 - Bases de la méthode de mesure : système biaxial de contraintes 24

III.3.2.1 - Utilisation des lois de la mécanique des milieux continus 24

III.3.2.2 - Application de la loi de Bragg 27

III.3.2.3 - Calcul des contraintes 28

III.3.3 - Cas général de la mesure des contraintes : système triaxial des contraintes 32

III.3.3.1 - Equations générales 32

III.3.3.2 - Caractérisation de l'ouverture de la courbe $2\theta_\phi\ \psi = f(\sin^2\psi)$ 33

III.3.3.3 - Méthode de DOLLE-COHEN-HAUK 34

III.3.3.4 - Cas particulier de la mesure de σ_L et σ_T 38

III.3.4 - Réalisation des mesures 40

III.3.4.1 - Film en retour 40

III.3.4.2 - Appareillage utilisé 41

III.3.4.3 - Dépouillement des pics de diffraction 46

III.3.4.4 - Mesures en profondeur 50

a) Polissage électrolytique 50

b) Mesure de la profondeur 51

c) Problème de la relaxation des contraintes 53

IV - ACIER ETUDIE ET CONDITIONS D'USINAGE 54

IV.1 - Caractérisation de l'acier 55

IV.1.1 - Composition 55
IV.1.2 - Microstructure 55
IV.1.3 - Dimensions des échantillons 58

IV.2 - Conditions de tournage 58

IV.2.1 - Définitions des modes de tournage 58
IV.2.2 - Séquences d'usinage et pièces étudiées 61

IV.3 - Conditions de rectification 61

IV.3.1 - Définition des modes de rectification 61
IV.3.2 - Séquences d'usinage et pièces étudiées 65

IV.4 - Conclusions 67

V - ETUDE DU TOURNAGE 68

V.1 - Etude bibliographique 69

V.1.1 - Etude des paramètres intervenant sur l'état des surfaces usinées 69

a) propriétés physico-mécaniques du matériau travaillé 69
b) paramètres définissant le régime de coupe 69
c) paramètres géométriques liés à la partie active de l'outil ... 69
d) fluides de refroidissement 69

V.1.2 - Caractérisation des contraintes résiduelles introduites par le tournage sur des aciers courants (XC 45 ou XC 48) 70

V.1.2.1 - Concept général reliant la coupe aux contraintes superficielles 71

V.1.2.2 - Etude des contraintes liées au tournage des aciers 74

V.1.3 - Etude des contraintes résiduelles introduites par le tournage sur d'autres matériaux 75

V.1.4 - Conclusions 77

V.2 - Etude expérimentale 78

V.2.1 - Etude en surface 78

V.2.1.1 - Déroulement des mesures 78

a) exemples de mesure 78
b) ouverture de la courbe $2\theta = f(\sin^2 \psi)$ 80
c) reproductibilité de la mesure 82

V.2.1.2 - Tableau de résultats 82
V.2.1.3 - Discussion 84
a) sens perpendiculaire aux stries d'usinage (σ_L) 84
b) sens parallèle aux stries d'usinage (σ_T) 85
V.2.1.4 - Conclusions sur les résultats en surface 87
V.2.2 - Etude en profondeur 88
V.2.2.1 - Déroulement des mesures 88
a) exemples de mesures 88
b) détermination de l'angle de diffraction 2 θ_o 88
V.2.2.2 - Résultats des essais 93
V.2.2.3 - Influence de l'écrouissage 95
a) diagrammes en retour 95
b) structure micrographique 96
c) étude de la largeur à mi-hauteur 97
V.2,2.4 - Conclusions sur les résultats en profondeur 97
V.2.3 - Influence de l'angle de direction du plan d'arête X sur les contraintes résiduelles 98
V.3 - Conclusions sur le tournage 104

VI - ETUDE DE LA RECTIFICATION 105
VI.1 - Etude bibliographique 106
VI.1.1 - Les principaux types de rectification 106
a) rectification douce 107
b) rectification traditionnelle 108
c) rectification abusive 108
VI.1.2 - Influence des conditions de rectification 109
a) la profondeur de passe 109
b) la vitesse de rotation de la meule 110
c) la lubrification 110
d) l'abrasif et la grosseur du grain de meule 111
e) la vitesse de diamantage 111
f) la vitesse de la pièce et la vitesse d'avance 111
VI.1.3 - Genèse des contraintes résiduelles liées à la rectification. 112

VI.1.4 - Etude du problème de l'état triaxial des contraintes résiduelles dans le cas de la rectification 116

VI.1.5 - Rectification plane et rectification cylindrique 118

VI.1.6 - Conclusions 120

VI.2 - Etude expérimentale 121

VI.2.1 - Etude en surface 121

VI.2.1.1 - Déroulement des mesures 121

a) réalisation des mesures 121
b) reproductibilité de la mesure 121

VI.2.1.2 - Tableau de résultats 122

VI.2.1.3 - Discussion 124

a) sens perpendiculaire aux stries d'usinage (σ_L) 124
b) sens parallèle aux stries d'usinage (σ_T) 124
c) influence des paramètres géométriques 131
d) influence des opérations antérieures 131

VI.2.1.4 - Conclusions sur les résultats en surface 132

VI.2.2 - Etude en profondeur 133

VI.2.2.1 - Déroulement des mesures 133

VI.2.2.2 - Résultats des essais 134

VI.2.2.3 - Influence de l'écrouissage 141

a) diagrammes en retour 141
b) micrographie des surfaces 142
c) étude de la largeur à mi-hauteur 143

VI.2.2.4 - Conclusions sur l'étude en profondeur 143

VI.2.3 - Etude du diagramme polaire $\sigma_\phi = f(\phi)$ en rectification cylindrique 144

144

VI.3 - Conclusions sur la rectification 145

VII - CONCLUSION GENERALE 147

BIBLIOGRAPHIE 151

I - INTRODUCTION

Les opérations d'élaboration et de mise en forme des matériaux provoquent une modification plus ou moins importante de leurs caractéristiques mécaniques. Parmi les multiples facteurs qui influent sur ces propriétés mécaniques, l'état de surface semble jouer un rôle de plus en plus grand et la définition complète d'un matériau à un instant t de son histoire comporte et doit comporter maintenant la caractérisation de son état de surface.

Une recherche intense a été entreprise dans de nombreux pays pour caractériser les états de surface. Trois grands axes se sont dégagés jusqu'à présent. Ils concernent :

- le premier l'étude géométrique de la surface,
- le deuxième l'étude des contraintes résiduelles dans les couches superficielles,
- le troisième l'aspect physico-chimique de la surface.

Ce travail porte principalement sur les deux premiers axes et en particulier sur la mesure des contraintes résiduelles.

En effet, les contraintes résiduelles fournissent avec le taux d'écrouissage une représentation de l'état mécanique de la surface d'une pièce. Ces contraintes, qui sont rarement prises en compte et qui sont reliées au mode d'obtention de la surface, ont une influence sur certaines propriétés d'une pièce en service (tenue en fatigue, résistance à la corrosion sous tension).

Plusieurs auteurs ont pu relier les paramètres mécaniques d'élaboration de la surface aux contraintes résiduelles [1 à 5] ou à l'état géométrique de la surface [6 à 9].

Cependant, aucune recherche n'a été réalisée jusqu'à présent pour répondre à la question suivante :

> Est-ce que les contraintes résiduelles mesurées à la surface d'un matériau à l'instant t dépendent seulement de la dernière opération d'élaboration ou, de toutes ou de certaines opérations d'élaboration subies par le matériau aux instants $t_1 < t$?

Le but de ces travaux est de répondre à cette question. Pour cela, nous effectuerons une étude sur une gamme d'usinage comprenant les opérations d'élaboration suivantes (figure 1), en caractérisant la surface obtenue à chaque stade par sa microgéométrie et surtout par les contraintes résiduelles.

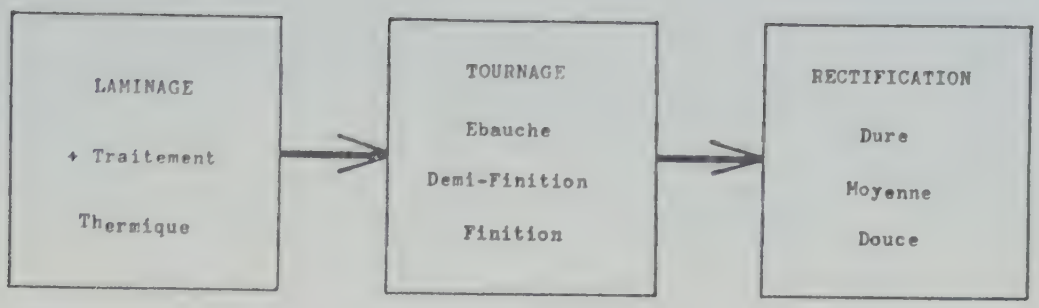


Figure 1 - Opération d'élaboration de la gamme d'usinage

Ce travail comporte en plus de l'introduction (chapitre I) six chapitres :

Le chapitre II décrit les critères d'état géométrique de surface utilisés ainsi que les appareillages permettant d'effectuer ces mesures et de les traiter.

Le chapitre III décrit le principe de la mesure des contraintes résiduelles par diffraction des rayons X dans le cas d'un système biaxial puis dans le cas d'un système triaxial ainsi que les problèmes rencontrés au niveau expérimental.

Le chapitre IV donne les caractéristiques de l'acier étudié et les différentes conditions de tournage et de rectification utilisées.

Les chapitres V et VI présentent respectivement les résultats et les conclusions dans les cas du tournage et de la rectification et l'analyse de chaque procédé est divisée en deux parties :

- une étude de la surface de la pièce,
- une étude en profondeur de la pièce.

Enfin, une conclusion générale (chapitre VII) résume l'ensemble des éléments mis en évidence dans ce travail.

II - CARACTERISATION DES ETATS GEOMETRIQUES DE SURFACE

II.1 - POSITION DU PROBLEME

Au cours du processus de fabrication des pièces mécaniques se produisent des défauts géométriques qui sont dûs :

- soit au matériel utilisé,
- soit aux personnes utilisant ce matériel,
- soit au matériau.

Ces défauts se classent en deux catégories (Tableau I et figure 2)

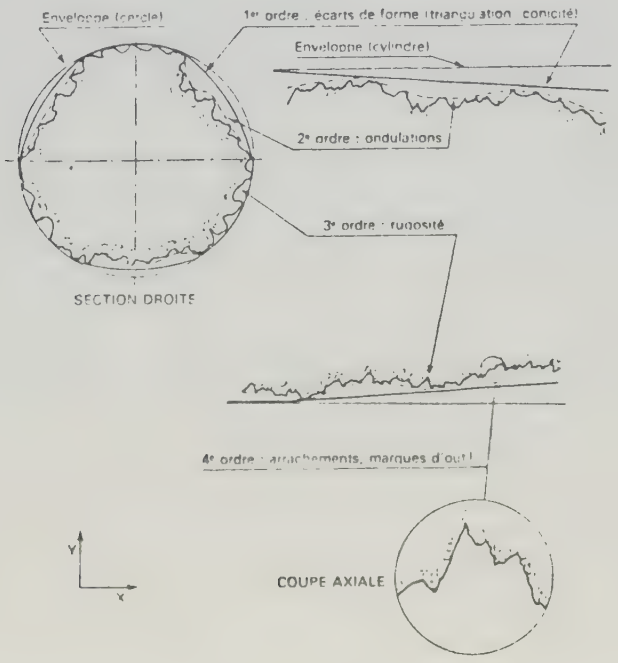


Figure 2 - Représentation des différents types de défauts [10]

a) les défauts de forme (défauts d'ordre 1)
b) les défauts d'état de surface qui se subdivisent en :

- défauts macrogéométriques (défauts d'ordre 2) qui sont de grandes longueurs d'onde et appelés ondulations,
- défauts microgéométriques (défauts d'ordre 3 et 4) qui correspondent à la rugosité et à la rugosité résiduelle.

Dans le cadre de cette étude, nous ne considérerons que les défauts d'états de surface et parmi ceux-ci les défauts microgéométriques car nous avons évité les défauts macrogéométriques introduits par les vibrations de la machine (broutage, déformation de la pièce ou de la machine) par le choix des conditions de tournage et de rectification.

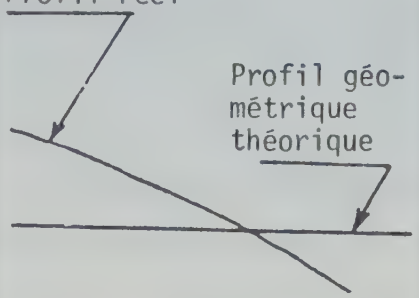
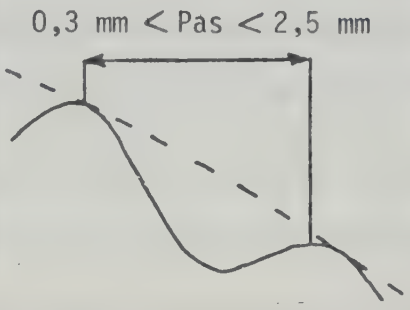
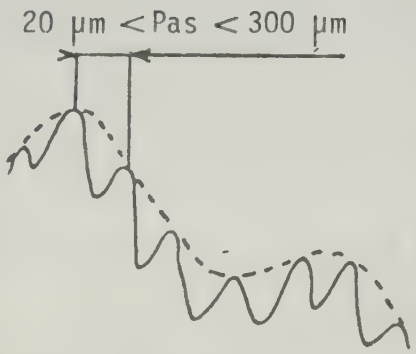
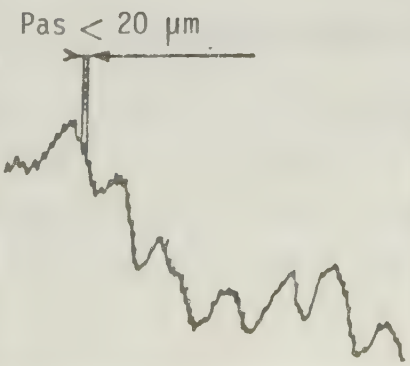
N°	DEFINITION	CROQUIS	ORIGINES POSSIBLES
1	DEFAUT DE FORME Défauts de planéité, rectitude, circularité, cylindricité, etc... (Voir norme 150 R 1101) et NFE 04 552)		- Qualité de la machine - Fixation imparfaite de la pièce ou de l'outil - Déformation en cours de travail de la pièce ou de l'outil.
2	ONDULATION Irrégularités géométriques de dimensions telles que la distance moyenne entre 2 sommets d'irrégularités soit comprise entre 300 µm et 2 500 µm (0,3 à 2,5 mm).		- Vibrations de basse fréquence de la pièce, de l'outil ou des deux. - Avance par tour de fraise quand celle-ci est comprise entre 0,3 et 2,5 mm.
3	RUGOSITE Irrégularités géométriques de dimensions telles que la distance moyenne entre deux pics de ces irrégularités soit comprise entre 20 et 300 µm (0,02 à 0,3 mm).		- Trace géométrique de l'outil. Avance par tour (tournage) ou avance par dent (fraisage) si celles-ci sont comprises entre 0,02 et 0,3 mm. - Trace des grains de meule, de grenaillage, etc...
4	RUGOSITE RESIDUELLE Irrégularités géométriques telles que la distance entre deux sommets de ces irrégularités soit inférieure à 20 µm		- Etat de surface de l'outil - Vibrations haute fréquence lors de l'usinage, etc... Ces irrégularités géométriques n'entrent pas dans le cadre de la présente norme car elles ne sont pas mesurables par les appareils utilisant un palpeur à pointe de diamant.

TABLEAU I - Définition des 4 ordres de défauts [12]

Ces défauts microgéométriques sont ceux laissés par l'outil lors de son passage, ou par l'enlèvement de matière qui laisse des traces irrégulières.

Le contrôle des défauts géométriques d'état de surface consiste à caractériser ces défauts en définissant des critères et en effectuant des mesures à partir de ces critères.

II.2 - DEFINITION DES CRITERES D'ETAT DE SURFACE

Pour définir ceux-ci, il existe plusieurs normes :

- la Norme Française N.F.E. 05-015,
- la Norme I.S.O.,
- la Norme Automobile.

Nous utiliserons pour notre part, un nombre limité de paramètres d'état de surface :

- Trois paramètres classiques définis par la Norme Française.

* R_t = profondeur totale de rugosité (figure 3)

C'est la plus grande distance saillie-creux sur la longueur de palpage

* R_z = hauteur des irrégularités sur 10 points

C'est la valeur moyenne des hauteurs de 5 saillies les plus hautes et de 5 creux les plus bas à l'intérieur de la longueur de palpage.

$$R_z = \frac{\sum_{i=1}^{5} Y_{si} + \sum_{i=1}^{5} Y_{ci}}{5}$$

avec Y_{si} = hauteur d'une saillie

Y_{ci} = hauteur d'un creux

* R_m = profondeur maximale de rugosité (figure 3).

C'est la plus grande distance entre une saillie et un creux consécutif sur la longueur de palpage.

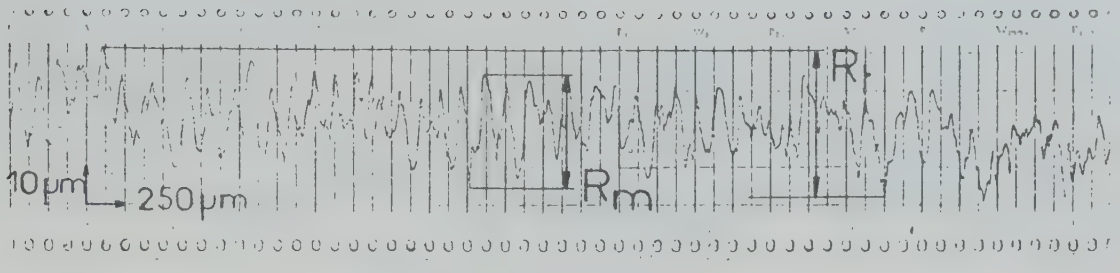


Figure 3 - Représentation des paramètres R_t et R_m

- Deux paramètres définis par la Norme Automobile en cours d'homologation.

  * H_{moy}
  * H_{max}

  qui sont explicités dans le paragraphe suivant.

II.3 - DETERMINATION DES PARAMETRES H_{moy} et H_{max} [11 à 15]

L'algorithme du Groupe de Normalisation de l'Etat de Surface des Constructeurs Français d'Automobiles qui permet de déterminer les paramètres H_{moy} et H_{max} est une convention fondée sur des statistiques établies sur des bases expérimentales dont sont issues les différents ordres de grandeur des irrégularités géométriques (défaut de forme, ondulation, rugosité) définis par leur pas moyen.

Cet algorithme présente les avantages suivants :

- il rend la mesure indépendante du procédé d'élaboration,
- il assure le calcul automatique du pas moyen,
- il permet un accord avec la perception humaine de la qualité des profils,
- il libère l'opérateur des conditions de séparation.

La méthode repose essentiellement sur la recherche d'un motif élémentaire de rugosité caractérisé par son pas et sa profondeur.

Aucun traitement analogique tel que le filtrage passe-haut n'est nécessaire ce qui permet de procéder à l'analyse d'un signal plus représentatif de la trajectoire du palpeur.

Cet algorithme [12 à 14] permet une exploitation numérique des signaux de la trajectoire. Il utilise la méthode des blocs (figure 4).

Figure 4 - Méthode des blocs

Elle consiste à découper le profil en "blocs" de largeur constante l et à rechercher le point le plus haut (saillie) et le point le plus bas (creux) à l'intérieur de chaque bloc.

Si la valeur l est correctement choisie par rapport au pas des irrégularités de profil, les blocs sont une bonne image de la profondeur des irrégularités.

Nous définirons trois grandeurs :

- Le pas moyen de rugosité AR

C'est la moyenne des espacements élémentaires de rugosité AR_i où chaque AR_i est la distance de deux saillies du profil consécutif mesurée parallèlement à la direction générale du profil.

- La profondeur moyenne de rugosité notée H_{moy}

C'est la moyenne des profondeurs élémentaires de rugosité R_i. Cette profondeur R_i est la distance saillie-creux ou creux-saillie consécutifs mesurée perpendiculairement à la direction générale du profil.

- La profondeur maximale de rugosité H_{maxi}

C'est la plus grande des distances saillie-creux consécutifs mesurée perpendiculairement à la direction générale du profil.

L'organigramme (figure 5) du calcul des critères d'état géométrique de surface et les figures 6 à 12 permettent de situer les différentes étapes du calcul.

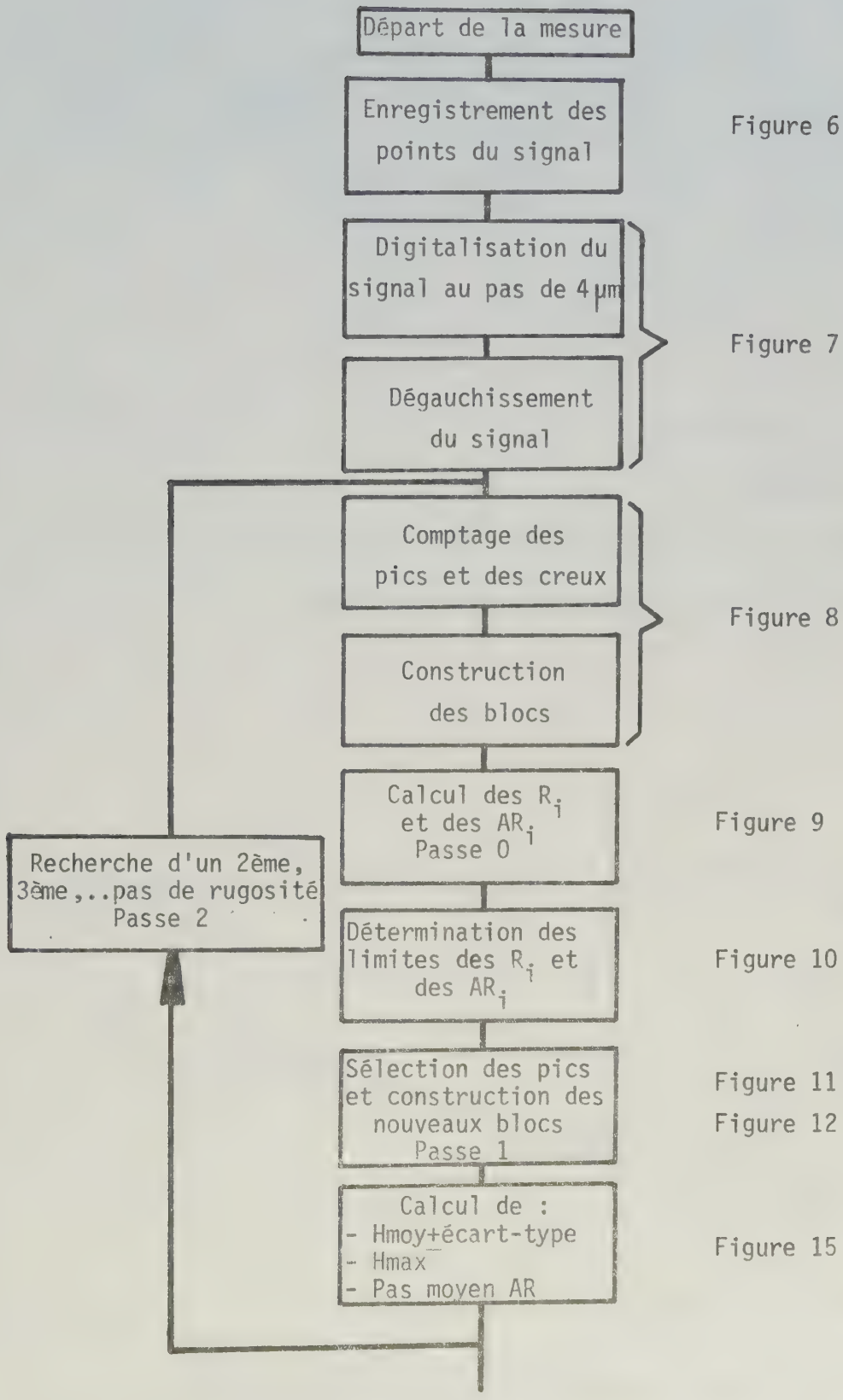


Figure 5 - Organigramme du calcul des critères d'état de surface

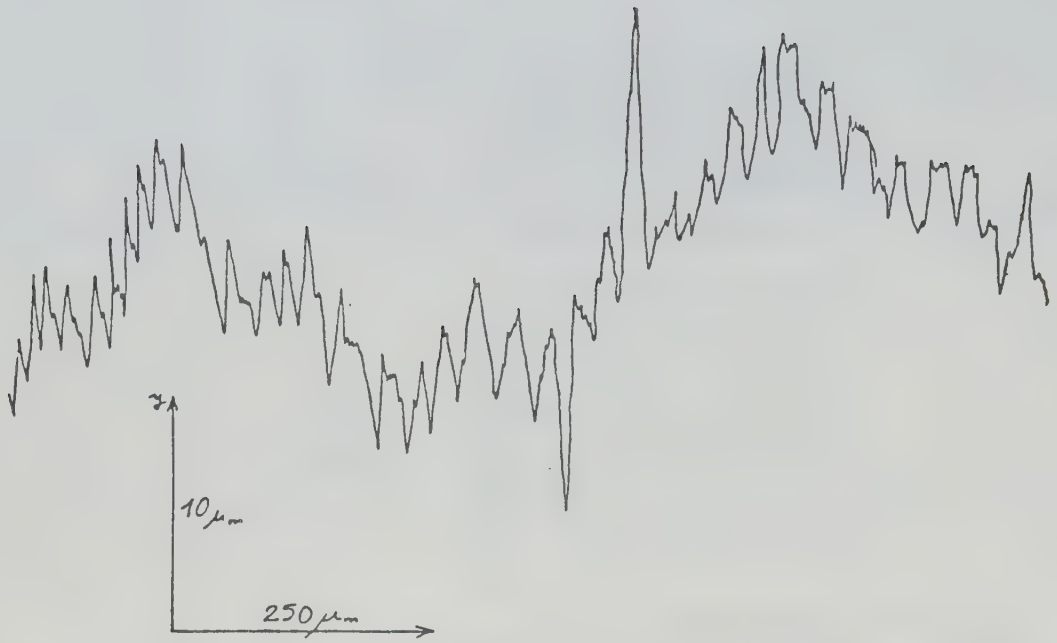


Figure 6 - Enregistrement des points du signal

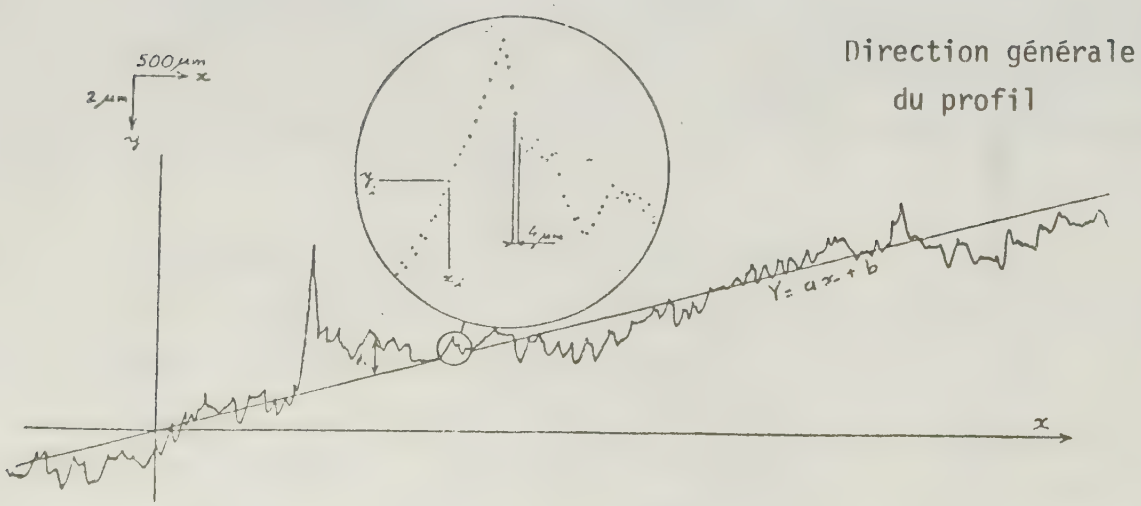


Figure 7 - Dégauchissement et digitalisation du signal

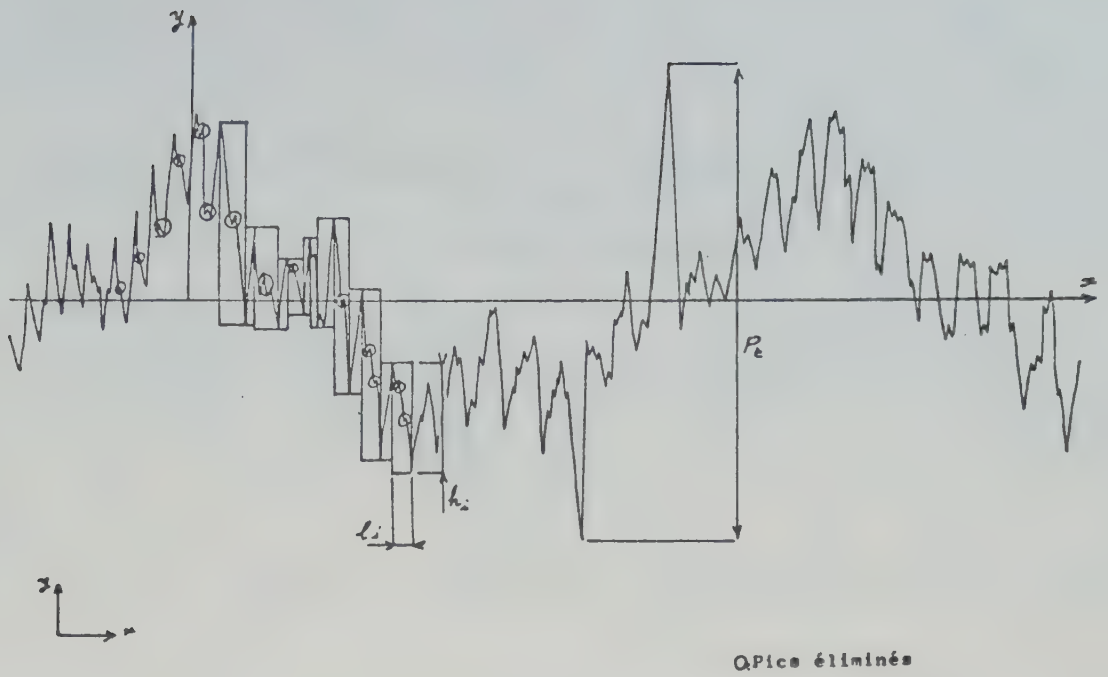


Figure 8 - Construction des blocs et comptage des pics et des creux

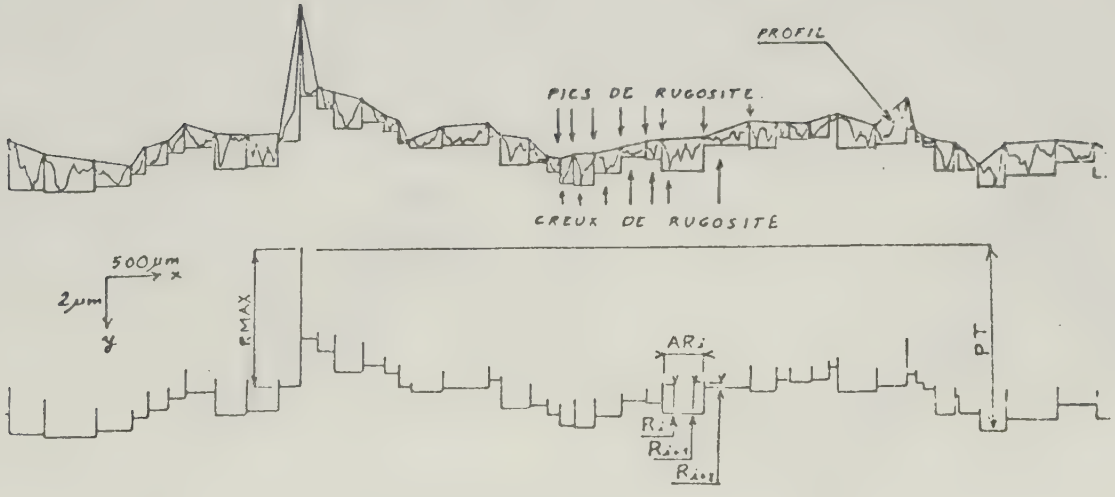


Figure 9 - Calcul des profondeurs de rugosité R_i et des espacements de rugosité AR_i

- R_{max} est équivalent à H_{max}
- PT est équivalent à R_t

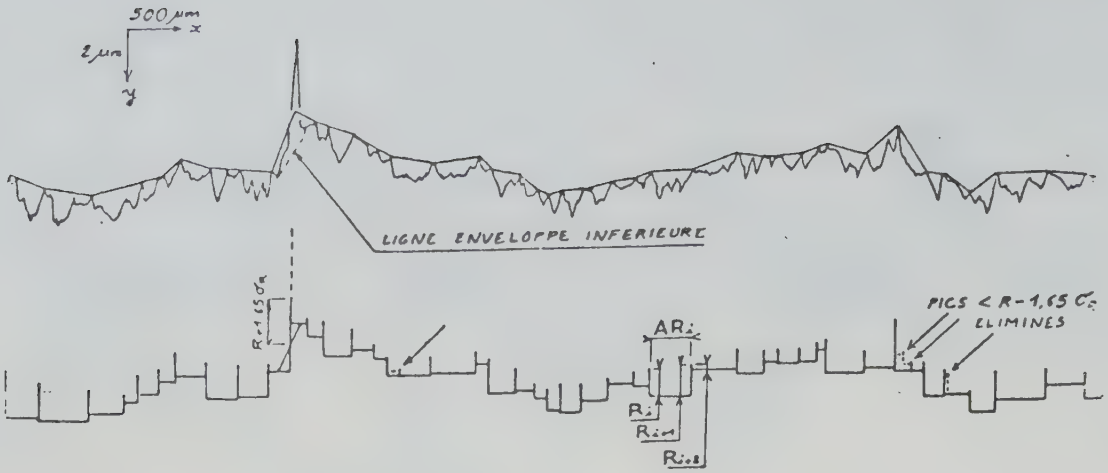


Figure 10 - Détermination des limites des R_i et des AR_i

Définition des limites

Borne supérieure $R_i + 1{,}65\ \sigma$

Borne inférieure $R_i - 1{,}65\ \sigma$

σ est la variance des valeurs mesurées. Ces limites permettent l'élimination de 10 % des valeurs dans le cas d'une répartition normale.

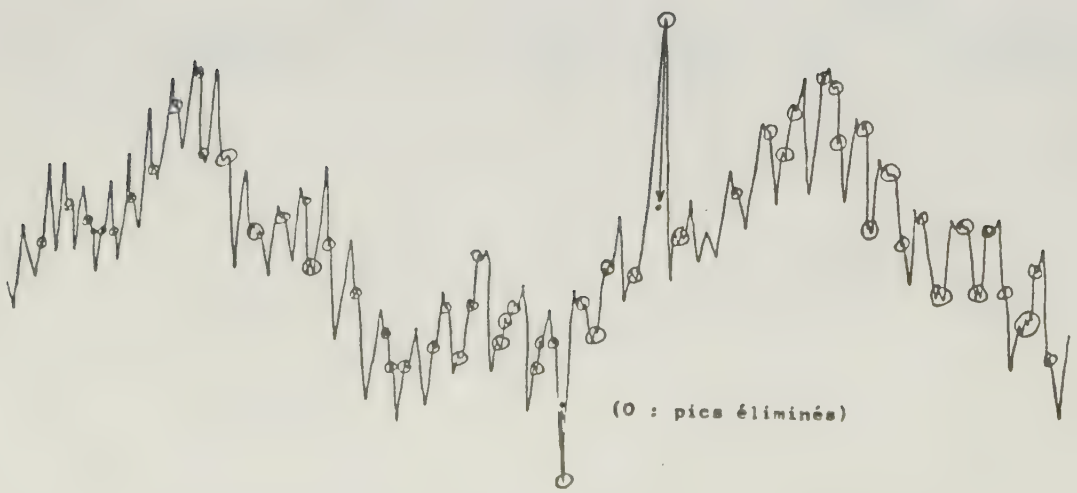


Figure 11 - Sélection des pics

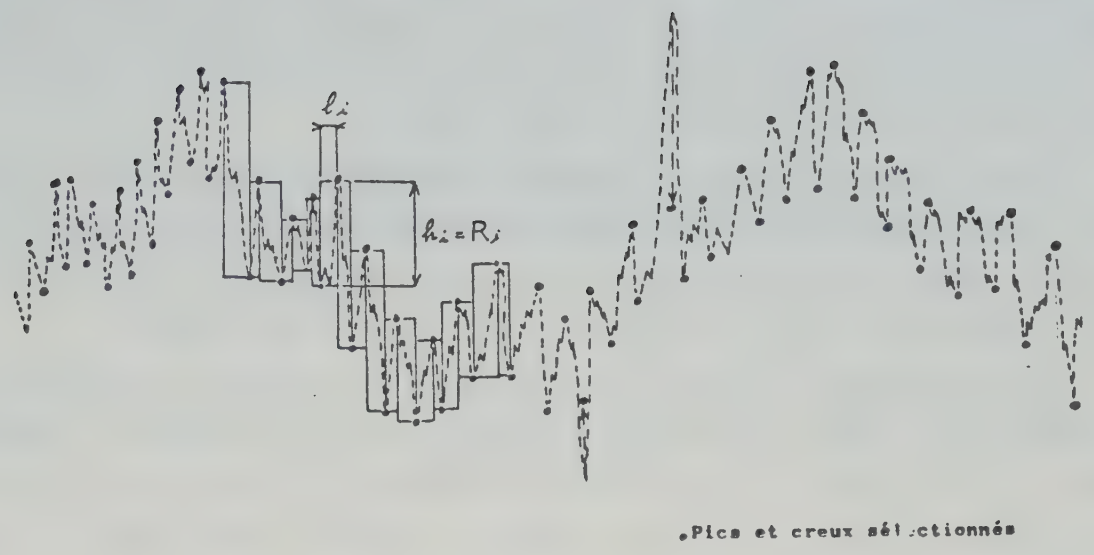


Figure 12 - Construction des nouveaux blocs

II.4 - METHODE EXPERIMENTALE UTILISEE

Pour effectuer la mesure des états géométriques de surface, un système de palpage électro-mécanique à pointe diamant (HOMMEL WERKE) est utilisé sur une longueur de palpage de 15 mm. Il fournit un diagramme du profil de la surface, puis les paramètres (R_t, R_m, R_z) définissant un état de surface sont calculés par le traitement de ces informations (HOMMEL TESTER).

Les informations issues du palpeur sont digitalisées et mises en mémoire sans filtrage dans un calculateur (CBM Commodore) avec ses trois périphériques qui nous indique les paramètres H_{moy}, H_{max} ainsi qu'un profil digitalisé (figure 13 et 14). Le système complet de mesure est représenté à la figure 15.

Le palpage pour la mesure de la rugosité de la pièce est effectué perpendiculairement aux stries laissées par l'usinage donc parallèlement à l'avance de l'outil. Il faut noter que les valeurs correspondant à l'état brut de laminage sont entachées d'erreur car il est impossible d'enlever complètement la calamine sans détériorer la surface.

I:\CS\LESDF02/1
TRAJ 678
Y 10
X 249.92

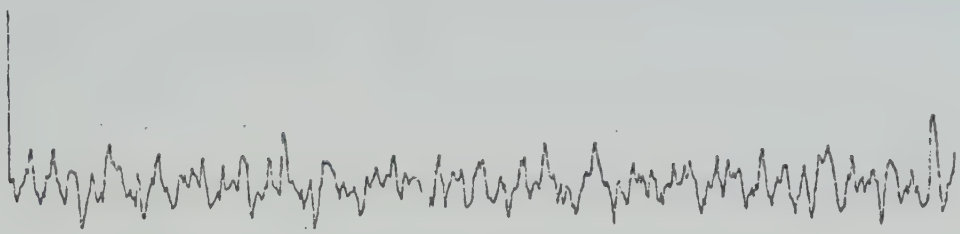


Figure 13 - Exemple de profil digitalisé obtenu sur la table traçante HEWLETT-PACKARD

TRAJECTOIRE NO 678

MESURE ET ENREGISTREMENT

PROFILOMETRE : HOMMELWERKE
PAS DE DIGITALISATION 4 MICRONS
CALIBRE DU PROFILOMETRE 10
NOMBRE DE POINTS DIGITALISES 4000

CRITERES DE RUGOSITE

	PASSE 0	PASSE 1	PASSE 2
NOMBRE DE BLOCS	195.00	129.00	.00
PAS MOYEN	80.50	86.44	.00
HAUTEUR MOYENNE	4.17	5.40	.00
HAUTEUR MAXI	16.64	14.00	13.44
ECART TYPE HAUTEUR	2.56	2.21	.00
ECART TYPE PAS	24.13	18.48	.00

PARAMETRES DE CALCUL

R BORNE INFERIEURE	.00
R BORNE SUPERIEURE	8.40
AR BORNE INFERIEURE	40.69
AR BORNE SUPERIEURE	130.12
NOMBRE DE CREUX ECRETES	13.00
NOMBRE DE PICS ECRETES	17.00

Figure 14 - Exemple de résultats obtenus sur l'imprimante COMMODORE Tractor-Printer

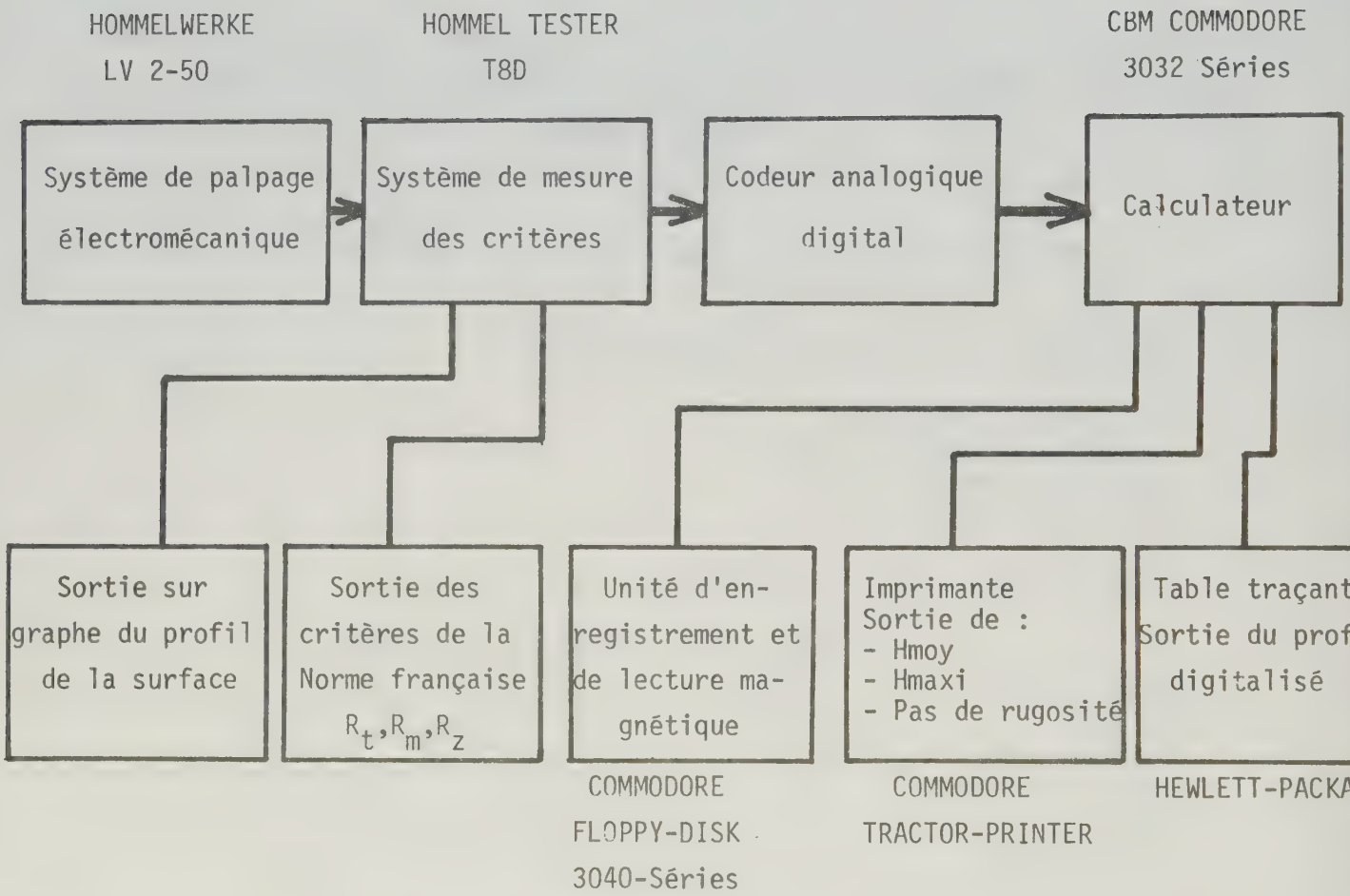


Figure 15 - Chaîne de mesure des états de surface

III - CARACTERISATION DES CONTRAINTES RESIDUELLES PAR DIFFRACTION DES RAYONS X

III.1 - ORIGINE DES CONTRAINTES RESIDUELLES

Les contraintes résiduelles sont les contraintes qui subsistent en l'absence de toute force extérieure et elles résultent d'une combinaison des effets mécaniques et thermiques produits par l'opération de coupe.

Les contraintes résiduelles ont pour origine un dépassement local de la limite élastique qui entraîne une déformation plastique hétérogène. Dans les opérations de coupe des métaux, ces déformations peuvent être dues aux effets suivants qui sont le plus souvent superposés :

- des transformations physico-chimiques (transformations microstructurales, changements de phase dus à l'élévation de la température),
- des effets thermiques (échauffement non-homogène),
- des effets mécaniques (écrouissage, mécanismes de la coupe).

III.2 - LES TROIS ORDRES DE CONTRAINTES

Les contraintes résiduelles sont la superposition de trois types de contraintes que l'on appelle du 1er ordre, 2ème ordre et 3ème ordre (figure 16).

Les contraintes du premier ordre (σ_I) sont celles qui s'appliquent à l'échelle d'un grand nombre de grains, celles du deuxième ordre (σ_{II}) à l'échelle du grain, celles du troisième ordre (σ_{III}) à l'échelle de quelques distances interatomiques.

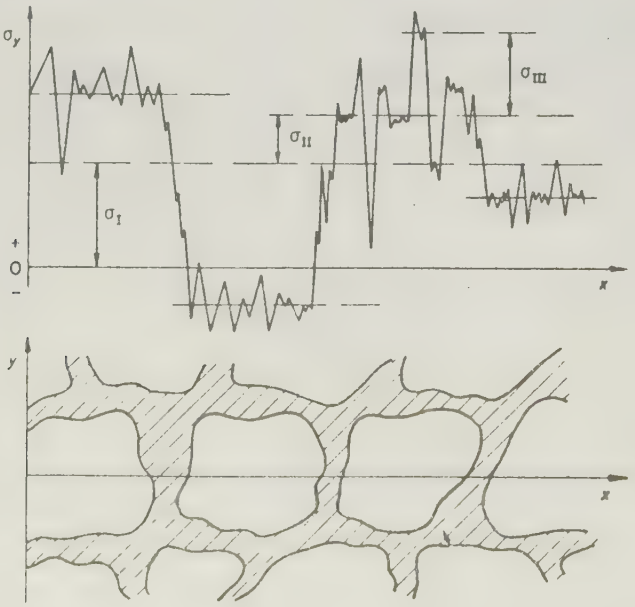


Figure 16 - Les trois ordres de contraintes [26]

. Les contraintes du premier ordre ou macro-contraintes entraînent un déplacement du pic de diffraction et les contraintes du deuxième et du troisième ordre entraînent un élargissement du pic de diffraction qui peut s'interpréter en termes de micro-contraintes. Cet élargissement permet de caractériser l'état de déformation plastique ou écrouissage du matériau [16, 17] .

Cependant, nous nous préoccuperons principalement dans ce travail des contraintes qui intéressent le mécanicien, c'est-à-dire les macro-contraintes.

III.3 - DETERMINATION DES CONTRAINTES RESIDUELLES

III.3.1 - Position du problème

Plusieurs méthodes de mesure de ces contraintes existent. Nous ne citerons que les principales :

* la méthode de Mathar et Soëte dite "du trou" [18]
* la méthode de la flèche [19]
* la méthode de la source des contraintes [19]
* la méthode par diffraction des rayons X [20 à 30]
* la méthode par effet de bruit de Barkhausen [31] .

Pour notre problème, la détermination des contraintes résiduelles par diffraction des rayons X est particulièrement bien adaptée. En effet, c'est une technique non destructive qui ne prend en compte que les couches superficielles du matériau du fait de la faible pénétration des rayons X (quelques dizaines de microns). De plus, cette méthode connaît actuellement un développement très important sur le plan théorique dans l'interprétation des courbes $2\theta = f(\sin^2 \psi)$ [32] et sur le plan technologique dans le développement de nouveaux appareils de mesure réduisant considérablement les temps de mesure [26 à 30, 33] .

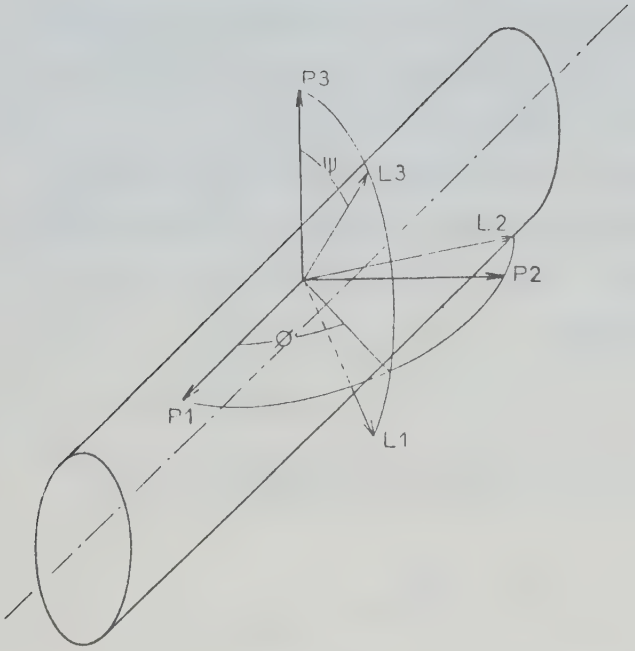
III.3.2 - Bases de la méthode de mesure : système biaxial de contraintes

Le principe de la méthode est de prendre comme jauge de déformation la distance interréticulaire d_{hkl} d'une famille de plans {h k l}. Par l'utilisation de la loi de Bragg et des lois de la mécanique des milieux continus on aboutit à la mesure d'une contrainte.

III.3.2.1 - Utilisation des lois de la mécanique des milieux continus

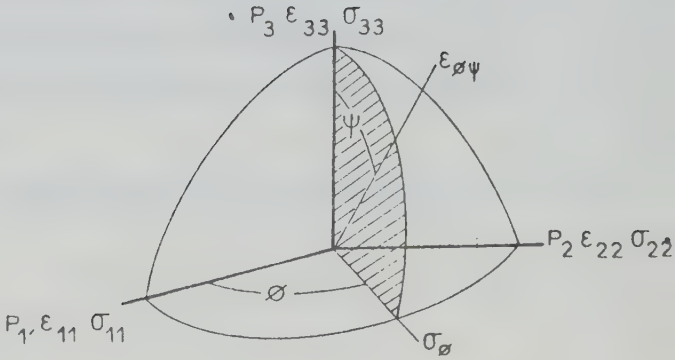
Les différents repères utilisés sont définis à la figure 17. Nous utiliserons :

- les indices $\varepsilon\phi\psi$ pour le repère du laboratoire (Li)
- les indices εij pour le repère de la pièce (Pi)



a)

P1 est le sens perpendiculaire aux stries d'usinage
P2 est le sens parallèle aux stries d'usinage
P3 est défini par la normale à la pièce
P1, P2, P3 est le repère de la pièce
L1, L2, L3 est le repère du laboratoire



b)

Définitions des contraintes et des déformations dans le repère de la pièce.

Figure 17 - Définition des repères

Considérons un solide homogène et isotrope dans lequel nous isolons un solide sphérique. Lorsqu'il est soumis à une déformation élastique homogène il se déforme en un ellipsoïde. En choisissant les axes de l'ellipsoïde parallèles aux déformations (ou aux contraintes) principales, nous pouvons écrire que la déformation dans une direction quelconque définie par les angles Ø et ψ est égale à :

$$\varepsilon\phi\psi = l^2\,\varepsilon_{11} + m^2\,\varepsilon_{22} + n^2\,\varepsilon_{33} \qquad \text{(III.1)}$$

de même pour les contraintes :

$$\sigma\phi\psi = l^2\,\sigma_{11} + m^2\,\sigma_{22} + n^2\,\sigma_{33} \qquad \text{(III.2)}$$

ou l, m, n sont les cosinus directeurs de la direction $\emptyset_\psi$

$$\begin{aligned} l &= \sin\psi \cos\emptyset \\ m &= \sin\psi \sin\emptyset \\ n &= \cos\psi \end{aligned} \qquad \text{(III.3)}$$

La loi de comportement élastique linéaire d'un solide isotrope

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1+\nu}{E}\ \sigma_{ij} - \frac{\nu}{E}\ \delta_{ij}\ \sigma_{kk} \qquad \text{(III.4)}$$

où δ_{ij} est le symbole de Kronecker, E le module d'Young et ν le coefficient de Poisson, nous permet d'aboutir à la formulation suivante :

$$\varepsilon\phi\psi = \frac{1+\nu}{E}\ (l^2\ \sigma_{11} + m^2\ \sigma_{22} + n^2\ \sigma_{33}) - \frac{\nu}{E}(\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}) \qquad \text{(III.5)}$$

Du fait que les rayons X ne pénètrent que de quelques microns, nous considérerons qu'il existe un système de contraintes planes ($\sigma_{33} = 0$).
Nous verrons plus tard comment cette hypothèse est parfois remise en question.

En tenant compte des relations (III.3), l'expression (III.5) se met donc sous la forme :

$$\varepsilon\phi\psi = \frac{1+\nu}{E}\ \sigma_\phi\ \sin^2\psi - \frac{\nu}{E}\ (\sigma_{11} + \sigma_{22}) \qquad \text{(III.6)}$$

avec $\sigma\phi = \sigma_{11}\ \cos^2\phi + \sigma_{22}\ \sin^2\phi$

ou encore :

$$\varepsilon\phi\psi = \frac{1}{2}\ S_2\ \sigma_\phi\ \sin^2\psi + S_1\ (\sigma_{11} + \sigma_{22}) \qquad \text{(III.7)}$$

ou $S_1 = -\frac{\nu}{E}$ et $\frac{1}{2}\ S_2 = \frac{1+\nu}{E}$ sont les constantes élastiques radiocristallographiques correspondant à la famille de plans {hkl} choisie.

Cette loi est appelée "LOI DES SIN$^2\psi$".

En plus de l'hypothèse de biaxialité des contraintes déjà évoquée, la loi des $\sin^2\psi$ suppose que les hypothèses suivantes sont vérifiées :

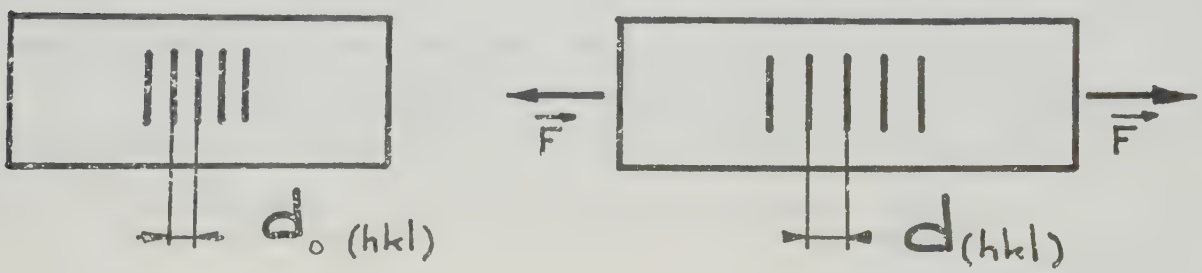
- le matériau doit être homogène, continu et isotrope,
- les déformations et les contraintes doivent être de nature élastique (loi de Hooke),
- les déformations et les contraintes doivent être homogènes dans l'ensemble du volume touché par les rayons X (pas de gradients).

Ces hypothèses sont vérifiées empiriquement sur la plupart des métaux à condition que le matériau possède une cristallisation fine et que ses propriétés mécaniques macroscopiques soient isotropes. Nous verrons par la suite que nous sommes dans ce cas pour l'acier XC 38 étudié.

III.3.2.2 - Application de la loi de Bragg

Un cristal est constitué d'un empilement régulier d'atomes définissant des familles de plans cristallins {h k l} caractérisées par leur distance interréticulaire d_{hkl}.

Dans un matériau non contraint, les distances interréticulaires d_{hkl} sont différentes de celles d'un matériau soumis à des contraintes (figure 18).



a) Matériau non contraint b) Matériau soumis à une contrainte

$$\varepsilon = \frac{d - d_o}{d_o}$$

Figure 18 - Mesures des distances interréticulaires

La mesure des contraintes par rayons X est fondée sur la mesure des variations de ces distances, qui sont prises comme jauges de déformation. La diffraction d'un rayonnement incident de longueur d'onde λ par un échantillon polycristallin se produit dans des directions particulières telle que la loi de Bragg (figure 19) soit satisfaite :

$$2\, d_{hkl} \sin \theta_{hkl} = \lambda \qquad \text{(III.8)}$$

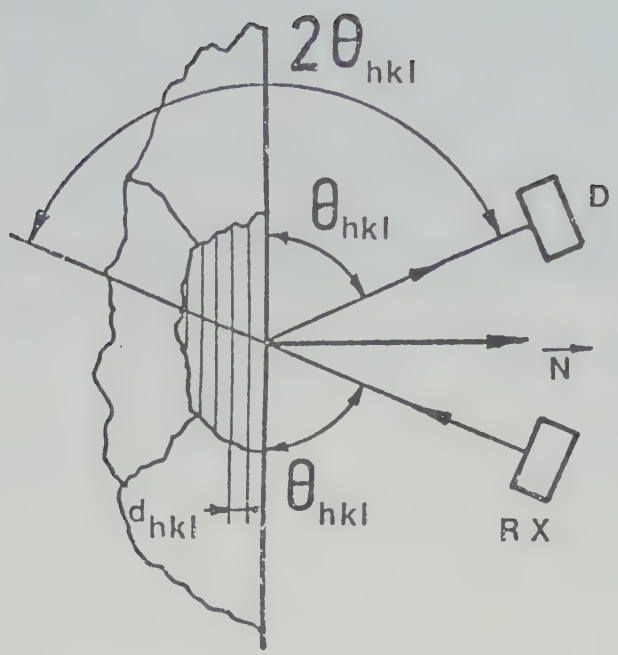


Figure 19 - La Loi de Bragg

On remarque que λ étant connue, la mesure de θ_{hkl} permet la détermination de d_{hkl}.

En fait, si l'on différencie la loi de Bragg, on obtient l'expression suivante :

$$\frac{\Delta d}{d} = - \cot g\ \theta \quad \Delta\theta \qquad \text{(III.9)}$$

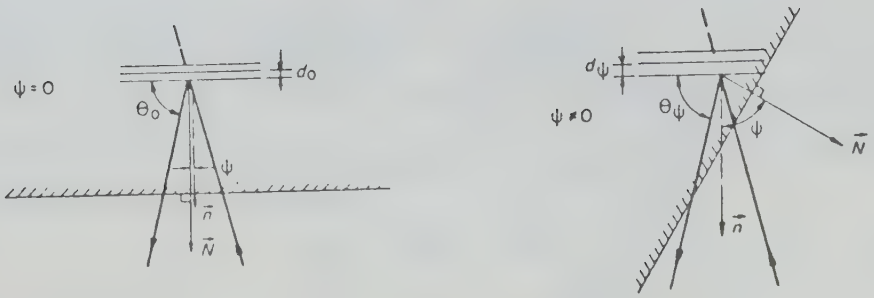
qui peut s'écrire :

$$\varepsilon = \frac{\Delta d}{d} = -\frac{\cot g\ \theta}{2}\ \Delta 2\ \theta \qquad \text{(III.10)}$$

Cette relation montre que la mesure de la déformation ε se fait à partir de la mesure du déplacement $\Delta 2\ \theta$ d'une raie de diffraction de la famille {hkl} et que l'on a intérêt à se placer à de grands angles $2\ \theta$ pour augmenter la précision. Nous travaillerons avec les raies de diffraction dites en retour ($2\ \theta > 90°$).

III.3.2.3 - Calcul des contraintes

La figure 20 représente des plans cristallins d'une famille {hkl} en position de diffraction pour $\psi = 0$ et $\psi \neq 0$. L'angle ψ est l'angle que fait la normale à la surface de l'échantillon avec la normale aux plans diffractants.



a) $\psi = 0$ b) $\psi \neq 0$

Figure 20 - Orientation des plans cristallins par rapport à la surface

La relation (III.10) permet d'écrire :

- pour $\psi = 0$ $\quad \varepsilon_{\phi\psi = 0} = \dfrac{d_{\psi=0} - d_o}{d_o}$

- pour $\psi \neq 0$ $\quad \varepsilon_{\phi\psi} = \dfrac{d_\psi - d_o}{d_o}$ (III.11)

où d_o est la distance interréticulaire du même matériau sans contrainte.

On en déduit :

$$\varepsilon_{\phi\psi} - \varepsilon_{\phi\psi = 0} = \frac{d_\psi - d_{\psi=0}}{d_o} \qquad \text{(III.12)}$$

Comme il est pratiquement impossible d'obtenir un matériau sans contrainte, la relation (III.12) ne peut donc pas être utilisée directement. On montre que, les variations de distances d restant très faibles, le remplacement de d_o par $d_{\psi=0}$ au dénominateur n'a qu'une très faible influence. D'où :

$$\varepsilon_{\phi\psi} - \varepsilon_{\phi\psi=0} = \frac{d_\psi - d_{\psi=0}}{d_o} \simeq \frac{d_\psi - d_{\psi=0}}{d_{\psi=0}}$$

La loi des $\sin^2 \psi$ donne pour $\psi = 0$

$$\varepsilon_{\phi\psi = 0} = S_1 (\sigma_{11} + \sigma_{22})$$

d'où :

$$\frac{d_\psi - d_{\psi=0}}{d_{\psi=0}} = \frac{1}{2} S_2 \sigma_\phi \sin^2 \psi \qquad \text{(III.13)}$$

La loi de Bragg permet de relier d et θ :

$$\frac{\Delta d}{d} = \frac{d_\psi - d_{\psi=0}}{d\psi_{=0}} = - \frac{\cotg \theta}{2} (2\theta_{\phi\psi} - 2\theta_{\phi\psi=0}) \qquad \text{(III.14)}$$

Soit :

$$- \frac{\cotg \theta}{2} \cdot \frac{\Pi}{180} \cdot (2\theta_{\phi\psi} - 2\theta_{\phi\psi=0}) = \frac{1}{2} S_2 \sigma_\phi \sin^2\psi \qquad \text{(III.15)}$$

si les angles 2 θ sont exprimés en degrés.

On obtient donc :

$$2\theta_{\phi\psi} - 2\theta_{\phi\psi=0} = -\left(\frac{\cotg \theta}{2} \cdot \frac{\Pi}{180}\right)^{-1} \cdot \frac{1}{2} S_2 \sigma_\phi \sin^2\psi \qquad \text{(III.16)}$$

On pose :

$$\frac{1}{K} = - \left(\frac{\cotg \theta}{2} \frac{\Pi}{180}\right)^{-1} \cdot \frac{1}{2} S_2$$

Le coefficient K est une constante car les variations de θ restent inférieures au demi-degré. (On choisit en général pour θ, la valeur $\theta_{\psi=0}$).

La représentation graphique de $2\theta_{\phi\psi} = f(\sin^2 \psi)$ est une droite (figure 21) dont la pente m est :

$$m = \frac{1}{K} \cdot \sigma_\phi$$

et l'ordonnée à l'origine $2\theta_{\phi\psi=0}$.

Cette pente m permet de calculer la contrainte σ_ϕ si la constante K est connue.

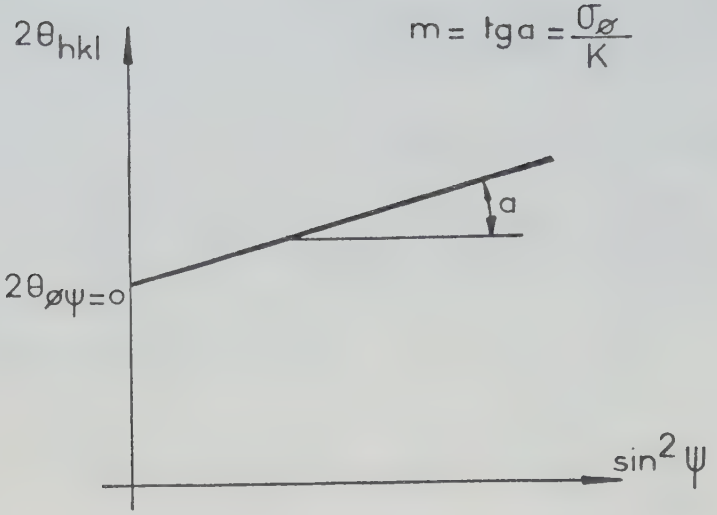


Figure 21 - Calcul de la contrainte à partir de la pente m

Il n'est donc pas nécessaire pour déterminer la contrainte σ_ϕ de connaître la valeur $\theta_o(hkl)$ de l'angle de Bragg relative à un matériau non contraint. Ceci constitue l'intérêt de la loi des $\sin^2\psi$.

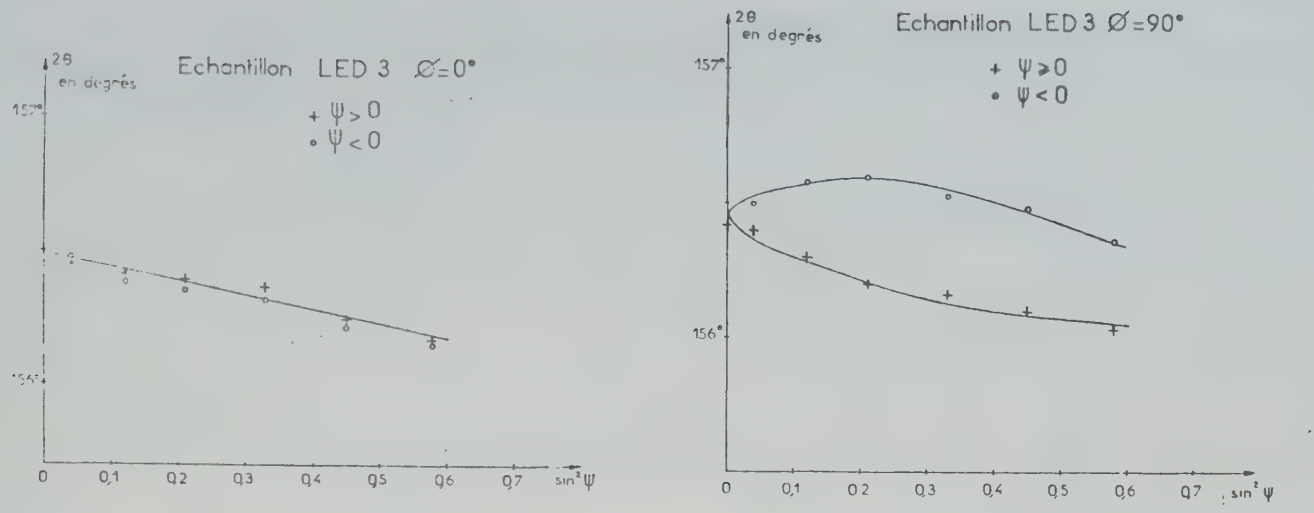
D'après l'expression (III.16), il suffit théoriquement de choisir deux angles ψ pour déterminer la contrainte σ_ϕ (en général on prend 0° et 45°). En fait, une méthode plus précise revient à augmenter le nombre d'angles

L'augmentation du nombre d'angles ψ et de l'utilisation d'angles ψ positifs et négatifs ont permis de mettre en évidence deux cas principaux de diagrammes $2\theta = f(\sin^2\psi)$ [32-41].

- les points pour $\psi \geq 0$ et $\psi < 0$ sont pratiquement superposés (figure 22a) : la loi des $\sin^2\psi$ s'applique facilement en traçant une droite par une régression linéaire.

- Les points pour $\psi \geq 0$ et $\psi < 0$ ne sont pas superposés (figure 22b) : la courbe en $\sin^2\psi$ présente une ouverture.

Ce dernier cas montre que les hypothèses qui ont conduit à l'obtention de la loi classique des $\sin^2\psi$ ne sont pas toutes vérifiées. On est conduit pour l'interprétation de cette ouverture à envisager le cas général d'un système triaxial de contraintes.



a) b)

Figure 22 - Représentation de $2\theta_{\phi\psi} = f(\sin^2 \psi)$

III.3.3 - Cas général de la mesure des contraintes : système triaxial des contraintes

III.3.3.1 - Equations générales

$$\varepsilon_{\phi\psi} = \omega_{ik}\, \omega_{jl}\, \varepsilon_{kl} \qquad \text{(III.17)}$$

où $[\omega_{ij}]$ est la matrice de passage du repère P_i au repère L_i

$$[\omega_{ij}] = \begin{bmatrix} \cos\phi \cos\psi & \sin\phi \cos\psi & -\sin\psi \\ -\sin\phi & \cos\phi & 0 \\ \cos\phi \sin\psi & \sin\phi \sin\psi & \cos\psi \end{bmatrix} \qquad \text{(III.18)}$$

Comme la matrice $[\varepsilon_{kl}]$ est symétrique et en appliquant la relation (III.17) la déformation $\varepsilon_{\phi\psi}$ dans la direction de mesure L_3 peut se mettre sous la forme suivante dans le repère de la pièce.

a) Equation en déformation

$$\begin{aligned} \varepsilon_{\phi\psi} &= \varepsilon_{11} \cos^2\phi \sin^2\psi + \varepsilon_{13} \cos\phi \sin 2\psi \\ &+ \varepsilon_{22} \sin^2\phi \sin^2\psi + \varepsilon_{23} \sin\phi \sin 2\psi \\ &+ \varepsilon_{33} \cos^2\psi \\ &+ \varepsilon_{12} \sin 2\phi \sin^2\psi \end{aligned} \qquad \text{(III.19)}$$

b) Equation en contrainte

En utilisant la loi de comportement (III.4), l'équation reliant les déformations aux contraintes s'écrit :

$$\varepsilon_{\phi\psi} = \frac{1}{2} S_2 \left[\sigma_{11} \cos^2 \phi + \sigma_{12} \sin 2\phi + \sigma_{22} \sin^2 \phi\right] \sin^2 \psi + \frac{1}{2} S_2 \sigma_{33} \cos^2 \psi + \frac{1}{2} S_2 \left[\sigma_{13} \cos \phi + \sigma_{23} \sin \phi\right] \sin 2\psi + S_1 \left[\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}\right] \quad \text{(III.20)}$$

III.3.3.2 - Caractérisation de l'ouverture de la courbe $2\theta_{\phi\psi} = f(\sin^2 \psi)$

L'équation (III.19) montre que la présence du terme impair sin 2ψ conduit à une non superposition des points du diagramme $2\theta_{\phi\psi} = f(\sin^2 \psi)$ pour $\psi \geq 0$ et $\psi < 0$, si les déformations ε_{13} et ε_{23} ne sont pas nulles.

Du fait de la présence dans cette relation de termes en $\cos^2 \phi$, $\sin^2 \phi$ et sin 2ϕ certains angles ϕ présentent un intérêt :

$\phi = 0°$; $\phi = 90°$; ϕ et son opposé $-\phi$ (la valeur la plus simple étant $\phi = \pm 45°$).

a) $\phi = 0°$ (direction perpendiculaire aux stries d'usinage $\equiv P_1$)

L'équation (III.19) se met sous la forme :

$$\varepsilon_{0°\psi} = (\varepsilon_{11} - \varepsilon_{33}) \sin^2 \psi + \varepsilon_{33} + \varepsilon_{13} \sin 2\psi \quad \text{(III.21)}$$

La relation $\varepsilon_{\phi\psi} = f(\sin^2 \psi)$ conduit à une ouverture pour $\psi \geq 0$ et $\psi < 0$ si la déformation de cisaillement ε_{13} n'est pas nulle.

b) $\phi = 90°$ (direction parallèle aux stries d'usinage $\equiv P_2$)

Dans ce cas, nous obtenons :

$$\varepsilon_{90°\psi} = (\varepsilon_{22} - \varepsilon_{33}) \sin^2 \psi + \varepsilon_{33} + \varepsilon_{23} \sin 2\psi \quad \text{(III.22)}$$

L'expression $\varepsilon_{\phi\psi} = f(\sin^2 \psi)$ conduit à une ouverture si la déformation de cisaillement ε_{23} n'est pas nulle.

c) Pour une valeur de ϕ notée ϕ^+ et son opposée $-\phi$ notée ϕ^- et en supposant $\varepsilon_{23} = \varepsilon_{13} = 0$

On obtient :

$$\frac{\varepsilon_{\phi^+ \psi} + \varepsilon_{\phi^- \psi}}{2} = A = \varepsilon_{11} \cos^2 \phi \sin^2 \psi + \varepsilon_{22} \sin^2 \phi \sin^2 \psi + \varepsilon_{33} \cos^2 \psi \qquad \text{(III.23)}$$

$$\frac{\varepsilon_{\phi^+ \psi} - \varepsilon_{\phi^- \psi}}{2} = B = \varepsilon_{12} \sin 2\phi \sin^2 \psi$$

La mesure à ϕ^+ et ϕ^- met en évidence la présence de la déformation de cisaillement ε_{12} dans le plan de la pièce si la pente de la droite $B = f(\sin^2 \psi)$ n'est pas nulle.

DOLLE-COHEN-HAUK [32, 36 à 42] ont mis au point une méthode permettant le calcul du tenseur complet des contraintes à partir de ces résultats, méthode exposée au paragraphe suivant.

REMARQUE : Cas de la loi des $\sin^2 \psi$ classique

Cette loi est définie avec l'hypothèse de contraintes biaxiales ($\sigma_{13} = \sigma_{23} = \sigma_{33} = 0$).

Ceci simplifie le problème et nous retrouvons la loi des $\sin^2 \psi$ couramment utilisée pour effectuer les mesures de contraintes résiduelles par diffraction X car l'équation (III.20) se met sous la forme :

$$\varepsilon_{\phi\psi} = \frac{1}{2} S_2 \left[\sigma_{11} \cos^2 \phi + \sigma_{12} \sin 2\phi + \sigma_{22} \sin^2 \phi\right] \sin^2 \psi + S_1 \left[\sigma_{11} + \sigma_{22}\right] \qquad \text{(III.24)}$$

En posant $\sigma_\phi = \sigma_{11} \cos^2 \phi + \sigma_{12} \sin 2\phi + \sigma_{22} \sin^2 \phi$

nous aboutissons à la relation (III.7).

Nous vérifions que la loi des $\sin^2 \psi$ est un cas particulier d'une loi plus générale.

III.3.3.3 - Méthode de DOLLE-COHEN-HAUK

Cette méthode s'applique si ε_{13} ou ε_{23} sont différents de zéro c'est-à-dire si la courbe $\varepsilon_{\phi\psi} = f(\sin^2 \psi)$ présente une ouverture pour $\phi = 0°$ ou pour $\phi = 90°$, et elle permet la détermination des 6 composantes de la matrice des déformations. Pour cela, nous introduisons la déformation moyenne a_1 et

l'écart autour de cette déformation moyenne a_2

ψ^+ représentera les valeurs de $\psi \geq 0$

ψ^- représentera les valeurs de $\psi < 0$

Nous avons :

$$a_1 = \frac{\varepsilon_{\phi\psi^+} + \varepsilon_{\phi\psi^-}}{2}$$

ou $$a_1 = -\left(\frac{\cotg \theta_o}{2}\right) \left[2\,\theta_{\phi\psi^+} + 2\,\theta_{\phi\psi^-} - 4\,\theta_o\right] \qquad \text{(III.25)}$$

ou $$a_1 = \frac{d_{\phi\psi^+} + d_{\phi\psi^-}}{2d_o} - 1$$

$$a_2 = \frac{\varepsilon_{\phi\psi^+} - \varepsilon_{\phi\psi^-}}{2}$$

ou $$a_2 = -\frac{\cotg \theta_o}{2} \left[\frac{2\,\theta_{\phi\psi^+} - 2\theta_{\phi\psi^-}}{2}\right] \qquad \text{(III.26)}$$

ou $$a_2 = \frac{d_{\phi\psi^+} - d_{\phi\psi^-}}{2}$$

Pour obtenir ces relations nous faisons l'approximation $\cotg\, \theta_{\phi\psi^+} \simeq \cotg\, \theta_{\phi\psi^-} \simeq \cotg\, \theta_o$ car l'approximation introduite est plus petite que l'incertitude finale obtenue.

En reportant la relation (III.19) dans (III.25) et (III.26) nous obtenons les expressions suivantes :

$$a_1 = \varepsilon_{33} + \left[(\varepsilon_{11} - \varepsilon_{33}) \cos^2 \phi + \varepsilon_{12} \sin 2\phi + (\varepsilon_{22} - \varepsilon_{33}) \sin^2 \phi\right] \sin^2 \psi \qquad \text{(III.27)}$$

$$a_2 = \left[\varepsilon_{13} \cos \phi + \varepsilon_{23} \sin \phi\right] \sin |2\psi| \qquad \text{(III.28)}$$

Nous constatons que a_1 est linéaire en $\sin^2 \psi$ et a_2 en $\sin |2\psi|$.

En effectuant les mesures pour trois valeurs de ϕ :

$$\phi = 0°,\ 45°,\ 90°$$

On peut obtenir la matrice complète des déformations comme suit :

. La composante ε_{33} est l'ordonnée à l'origine de $a_1 = f(\sin^2 \psi)$. On la détermine facilement si la valeur de d_o est connue.

. Les composantes $\varepsilon_{11}, \varepsilon_{22}, \varepsilon_{12}$ sont calculées à partir de la pente $\dfrac{\partial a_1}{\partial \sin^2 \psi}$

$$* \quad \left.\frac{\partial a_1}{\partial \sin^2\psi}\right|_{\phi=0^\circ} = \varepsilon_{11} - \varepsilon_{33} \Rightarrow \varepsilon_{11}$$

$$* \quad \left.\frac{\partial a_1}{\partial \sin^2\psi}\right|_{\phi=90^\circ} = \varepsilon_{22} - \varepsilon_{33} \Rightarrow \varepsilon_{22}$$

$$* \quad \left.\frac{\partial a_1}{\partial \sin^2\psi}\right|_{\phi=45^\circ} = \varepsilon_{12}$$

. Les composantes ε_{13} et ε_{23} sont obtenues à partir de la pente $\dfrac{\partial a_2}{\partial \sin 2\psi}$

$$* \quad \left.\frac{\partial a_2}{\partial \sin|2\psi|}\right|_{\phi=0} = \varepsilon_{13}$$

$$* \quad \left.\frac{\partial a_2}{\partial \sin|2\psi|}\right|_{\phi=90^\circ} = \varepsilon_{23}$$

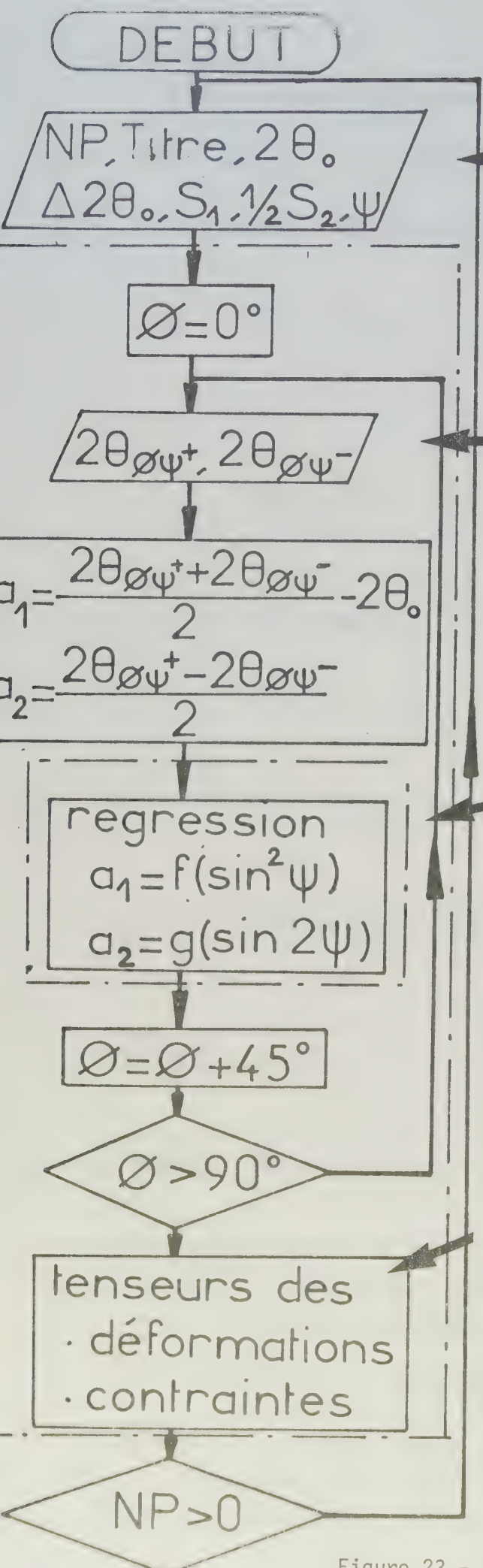
La matrice des contraintes se déduit de celle des déformations à partir de la loi de comportement (III.4) qui s'écrit aussi :

$$\sigma_{ij} = \frac{1}{\frac{1}{2} S_2} \left[\varepsilon_{ij} - \delta_{ij} \frac{S_1}{\frac{1}{2} S_2 + 3 S_1} \varepsilon_{kk} \right] \qquad \text{(III.29)}$$

L'ensemble de ce calcul a été programmé et donne les résultats rapidement (figure 23).

Les valeurs de σ_{ij} obtenues doivent être interprétées comme des moyennes de σ_{ij} sur la profondeur de pénétration des rayons X (5 à 10 µm pour le rayonnement Cr), ce qui explique que l'on obtienne des contraintes σ_{13}, σ_{23}, σ_{33} différentes de zéro alors qu'elles sont rigoureusement nulles en surface de pièce.

L'intérêt de cette méthode est qu'elle permet la détermination complète du tenseur des contraintes et des déformations même dans le cas où les branches de la courbe $2\theta = f(\sin^2 \psi)$ pour les valeurs de ψ positives et négatives sont différentes (figure 22b).



INTRODUCTION :

1 - Nombre de points
2 - Titre de la mesure
3 - Valeur de 2 théta zéro (TETO)
· delta 2 théta zéro (DTETO)
S_1 , 1/2 S_2 ,
4 - Valeurs de PSI

LECTURE DES DONNEES

Exemple :

PHI= 0.

THETA POSITIFS.
156.32 156.26 156.31 156.30 156.42 156.32 156.37

THETA NEGATIFS.
156.32 156.29 156.28 156.36 156.31 156.31 156.38

SOUS - PROGRAMME

REGRESSION LINEAIRE

Exemple :

	ORDONNEE A L ORIGINE.	PENTE
SINCP	-.431-01 +/- .186-01	.118+00 +/- .754-01
SIN2P	-.811-02 +/- .319-01	.171-01 +/- .467-01

TENSEUR DES DEFORMATIONS

-158. +/- 141.	253. +/- 191.	-31. +/-
253. +/- 191.	9. +/- 86.	59. +/-
-31. +/- 85.	59. +/- 58.	57. +/-

TENSEUR DES CONTRAINTES

-37. +/- 30.	43. +/- 33.	-5. +/-
43. +/- 33.	-9. +/- 24.	10. +/-
-5. +/- 15.	10. +/- 10.	-0. +/-

Figure 23 - Organigramme de la méthode de DOLLE-COHEN-HAUK

Par contre, elle présente certains inconvénients :

- la détermination de d_o (ou θ_o) (matériau non contraint)

C'est le plus important car il n'intervenait pas dans la loi des $\sin^2 \psi$ classique. Nous traiterons ce problème à la fin du chapitre V.

- La durée de la mesure d'un état de contrainte

Pour obtenir la matrice complète d'un état de contrainte, le temps de mesure est de 3 heures avec un dépouillement manuel et de 1 heure avec un appareil à dépouillement automatique.

Dans notre étude, nous utiliserons cette méthode seulement pour connaître l'évolution de l'état de contrainte en fonction de la profondeur.

III.3.3.4 - Cas particulier de la mesure de σ_L et σ_T

Dans le cas des mesures en surface, nous nous sommes contentés de deux directions de mesure :

. σ_L = contrainte dans le sens perpendiculaire aux stries d'usinage donc pour l'angle $\phi = 0°$ (sens long de la pièce),

. σ_T = contrainte dans le sens parallèle aux stries d'usinage c'est-à-dire pour l'angle $\phi = 90°$ (sens travers de la pièce),

- Pour $\phi = 0°$ il n'y a pas d'ouverture de courbe en $\sin^2 \psi$, il est donc suffisant d'effectuer les mesures pour les valeurs de ψ soit positives, soit négatives. Pour déterminer la contrainte résiduelle σ_L nous effectuons une régression linéaire de Fisher-Student au riques de 20 % puis nous appliquons la loi des $\sin^2 \psi$.

- Pour $\phi = 90°$ la courbe $2\theta = f(\sin^2 \psi)$ présente une ouverture, il n'est plus possible d'éliminer les mesures pour les valeurs de ψ positives ou négatives. Pour calculer la contrainte résiduelle σ_T nous effectuons la moyenne des valeurs de 2θ pour la même valeur de ψ afin de se ramener à une régression linéaire sur une droite. Puis, nous utilisons les mêmes calculs que pour $\phi = 0°$ (régression linéaire, loi des $\sin^2 \psi$) (figure 24).

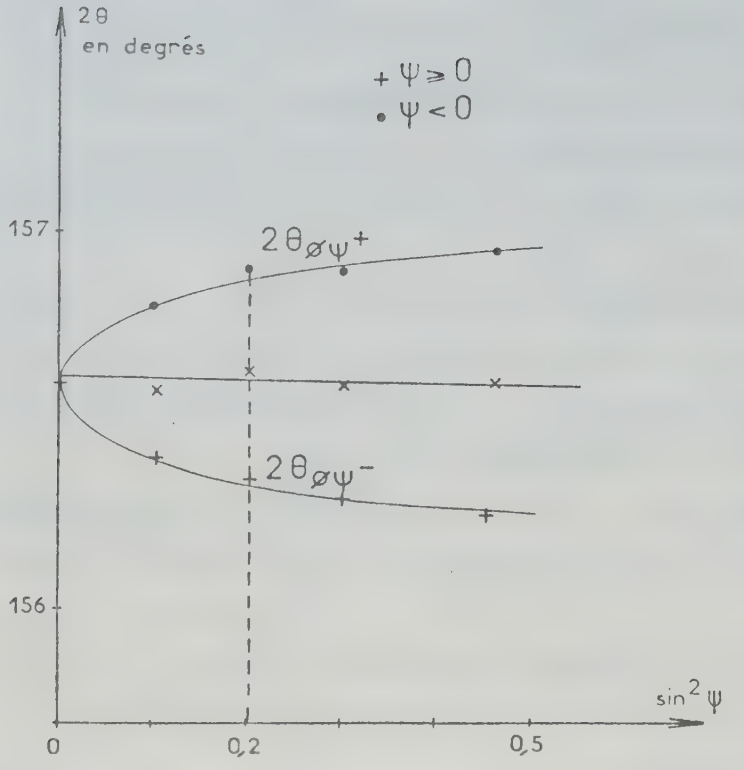


Figure 24 - Détermination de la moyenne des valeurs de 2 θ

- La relation (III.20) va permettre de relier σ_L et σ_T aux contraintes σ_{11}, σ_{22}, σ_{33}. Elle se met sous la forme :

$$\varepsilon_{\phi\psi} - \varepsilon_{\phi\psi=0} = \frac{1}{2} S_2 \left[(\sigma_{11} - \sigma_{33}) \cos^2 \phi + \sigma_{12} \sin 2\phi + (\sigma_{22} - \sigma_{33}) \sin^2 \phi\right] \sin^2 \psi$$

$$+ \frac{1}{2} S_2 \left[\sigma_{13} \cos \phi + \sigma_{23} \sin \phi\right] \sin 2\psi \qquad \text{(III.30)}$$

Pour $\phi = 0°$, l'ouverture de la courbe $2\theta = f(\sin^2 \psi)$ n'existe pas, donc le terme σ_{13} est nul.

Pour $\phi = 90°$, la détermination par la moyenne des valeurs de 2 θ permet de supprimer le terme en sin 2 ψ.

On obtient donc :

$$\sigma_L = \sigma_{11} - \sigma_{33} \qquad \text{pour } \phi = 0°$$
$$\sigma_T = \sigma_{22} - \sigma_{33} \qquad \text{pour } \phi = 90° \qquad \text{(III.31)}$$

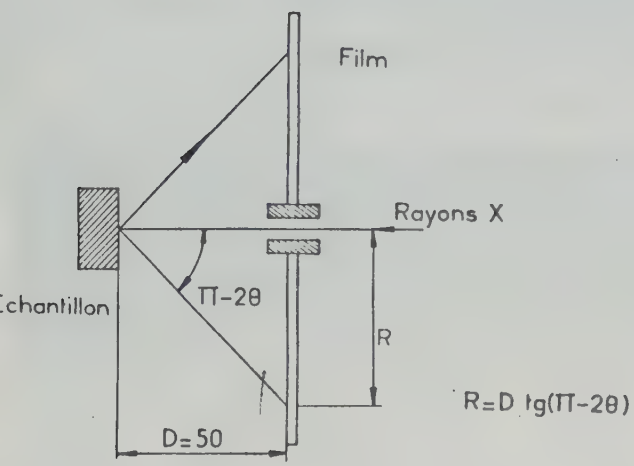
Bien que nous ne puissions pas déterminer le tenseur complet des contraintes, cette méthode présente les avantages suivants :

- elle évite la détermination de θ_o
- elle permet une connaissance rapide des contraintes dans le sens de l'usinage et perpendiculairement au sens de l'usinage,
- elle est donc utilisable du point de vue industriel.

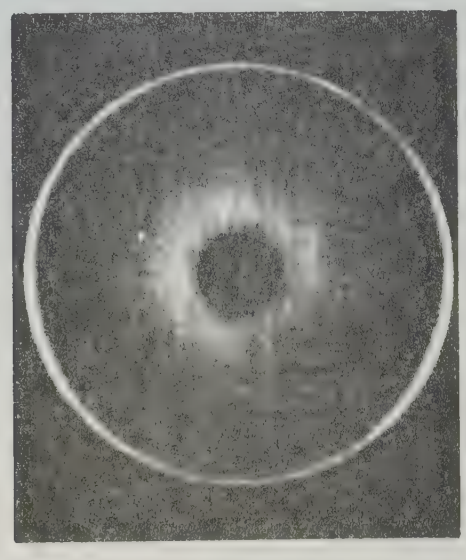
III.3.4 - Réalisation des mesures

III.3.4.1 - Film en retour

La méthode de diffraction des rayons X ne s'applique qu'à des matériaux donnant lieu à de bonnes conditions de diffraction [26]. De ce fait, nous effectuons avant d'utiliser cette méthode un diagramme en retour (figure 25).



a) Principe



b) Diagramme en retour de la pièce LD
Conditions d'essai :
Rayonnement F_e K_α
Filtre M_n
21 kV - 15 mA
Plan {220}

Figure 25 - Diagramme de diffraction sur film plan

L'anneau de diffraction est continu, ce qui indique des conditions d'application de la technique X très favorables. De plus, on peut constater que cet anneau est large (on ne distingue pas le doublet $K\alpha_1$ $K\alpha_2$) à cause de l'écrouissage de la surface.

III.3.4.2 - Appareillage utilisé

Pour réaliser nos mesures de contraintes, nous utiliserons indifféremment les appareillages représentés sur les figures 27 et 29. Nous avons constaté au cours des essais une concordance des résultats entre les deux appareils (voir chapitre V).

a) Goniomètre CGR + détecteur à localisation linéaire [28-29]

Le détecteur à localisation linéaire est à fenêtre horizontale d'environ 5 cm qui permet de localiser les photons X dans un angle de 12°. Il est couplé à un analyseur multicanal, à un système de visualisation et à un ordinateur IN 90 Intertechnique qui permet de traiter instantanément les pics de diffraction enregistrés. L'avantage de ce détecteur est qu'il ne se déplace pas pendant les acquisitions contrairement aux autres compteurs. Un schéma de la chaîne de mesure et une vue de l'installation sont présentés sur les figures 26 et 27a.

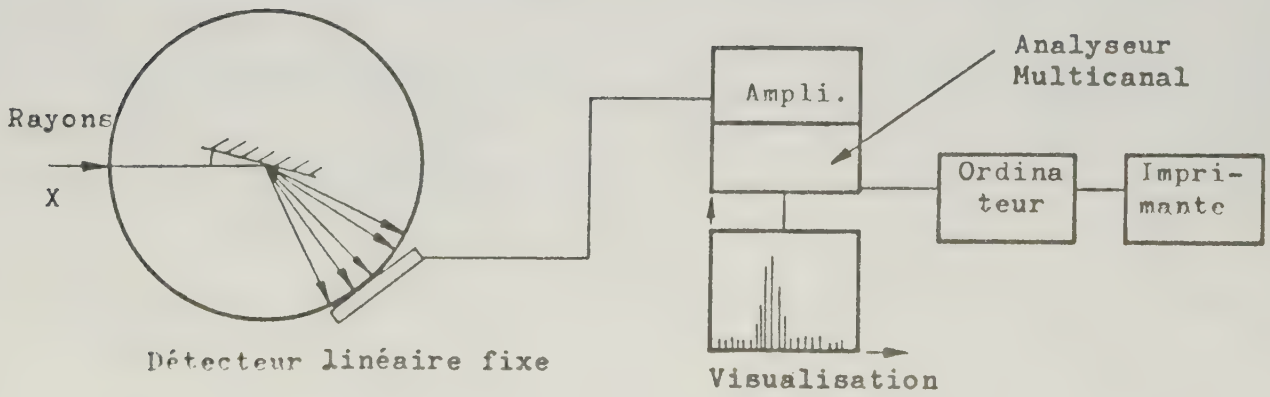
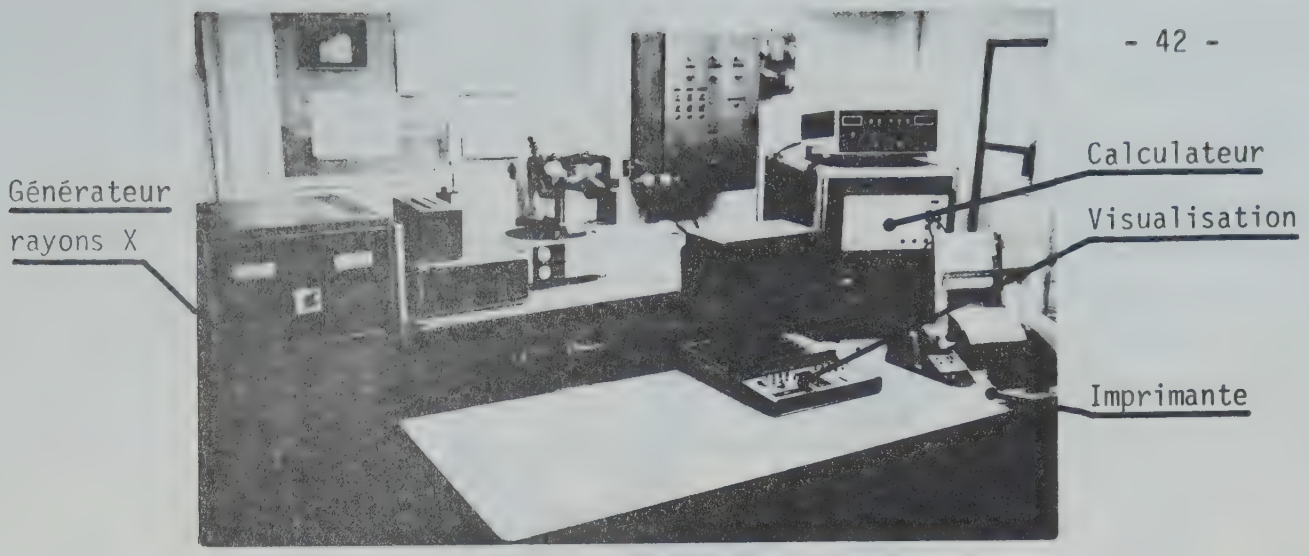
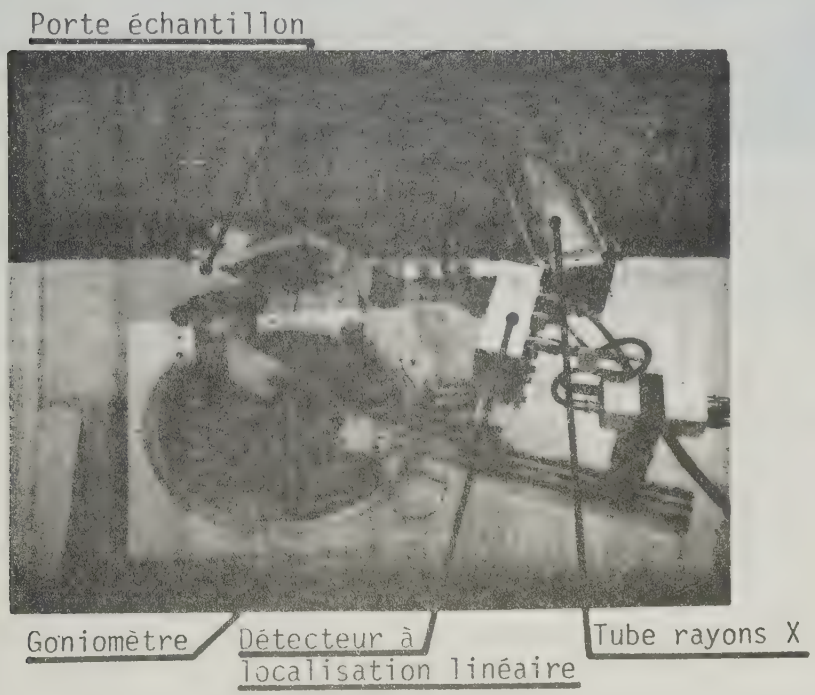


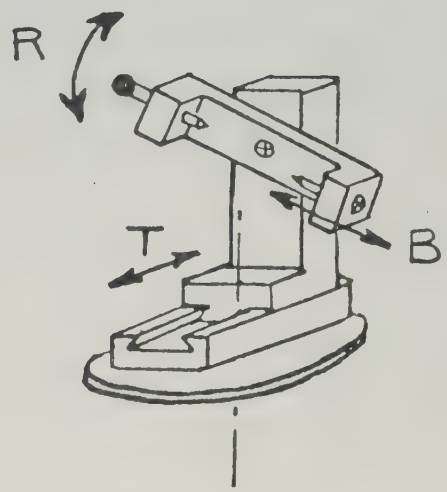
Figure 26 - Schéma de la chaîne de mesure du détecteur à localisation linéaire et du goniomètre CGR



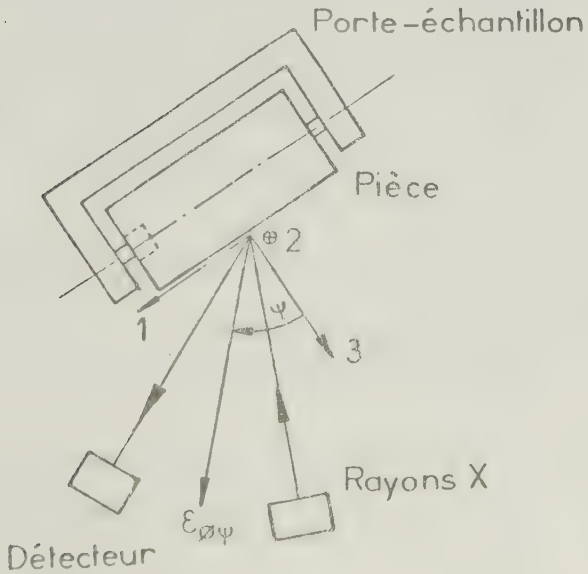
a) Vue générale de l'installation



b) Goniomètre CGR



c) Schéma du montage



d) Repères utilisés

- Figure 27 -

Ensemble de mesure des contraintes

Les caractéristiques de cette installation sont :

- Montage Ω
- Rayonnement C_r K_α Filtre Vanadium devant le détecteur
- Plan de diffraction {211}
- Détecteur à localisation linéaire
- Tache Ø = 1,5 mm
- Tension 30 kV
- Intensité 20 mA
- Dépouillement automatique

Pour réaliser les mesures de contraintes par diffraction des rayons X, l'éprouvette est positionnée sur le goniomètre CGR par l'intermédiaire d'un montage entre pointes (figure 27b-c). Ce montage est parfaitement centré sur le goniomètre. Un déplacement transversal T amène le point de mesure de l'éprouvette sur l'axe du goniomètre. Un autre système de translation B donne un balayage possible de l'éprouvette suivant une génératrice. Enfin, le système entre pointes est lui-même mobile en rotation et une indexation de 0° à 360° de l'angle Ø est possible. Les principales grandeurs mesurées et le repère utilisé sont rappelés sur la figure 27d.

b) Appareillage RIGAKU-GEIGERFLEX à faisceau parallèle

C'est un montage à fentes de Sollers devant le tube et le compteur qui permet de s'affranchir du problème du positionnement de l'échantillon en permettant des déplacements par rapport à la position théorique de ± 2 mm (figure 28).

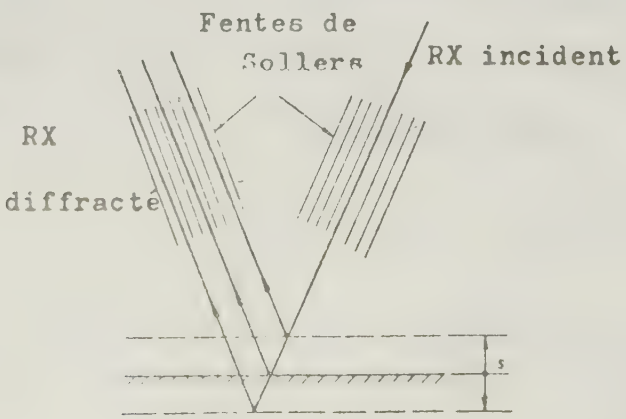


Figure 28 - Schéma du fonctionnement en faisceau parallèle

C'est ce principe qui a permis à la firme japonaise RIGAKU de développer un appareillage de mesure autonome semi-automatique dans sa première version (figure 29) et automatique maintenant.

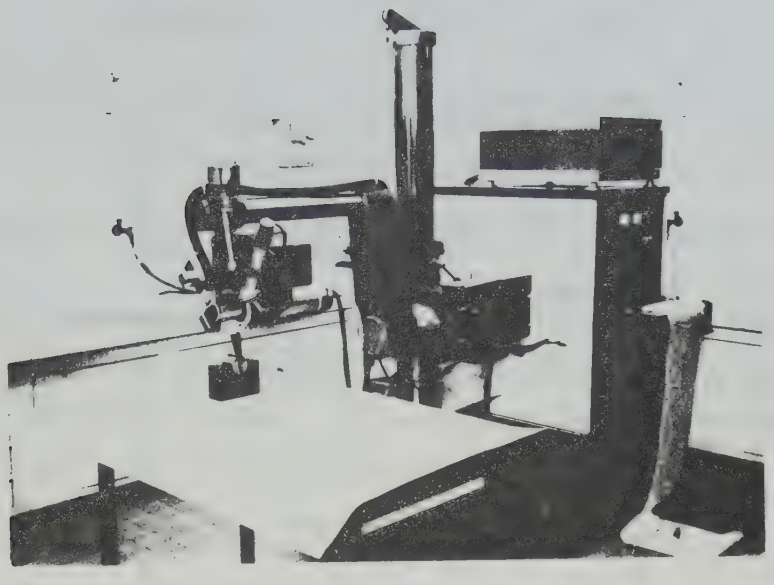


Figure 29 - Appareillage RIGAKU-GEIGERFLEX

Sur cet appareillage, les caractéristiques sont :

- Méthode du faisceau parallèle
- Montage Ω
- Rayonnement C_r K_α Filtre Vanadium
- Plan de diffraction {211}
- Compteur à scintillations
- Fentes de Sollers sur le tube et le compteur 0,68°
- Tache réduite 4 x 10 mm
- Tension 30 kV
- Intensité 10 mA
- Dépouillement manuel

Pour des raisons de disponibilité, cet appareillage fut le plus souvent utilisé.

Dans ce cas, le déroulement d'une mesure s'effectue suivant la procédure de la figure 30.

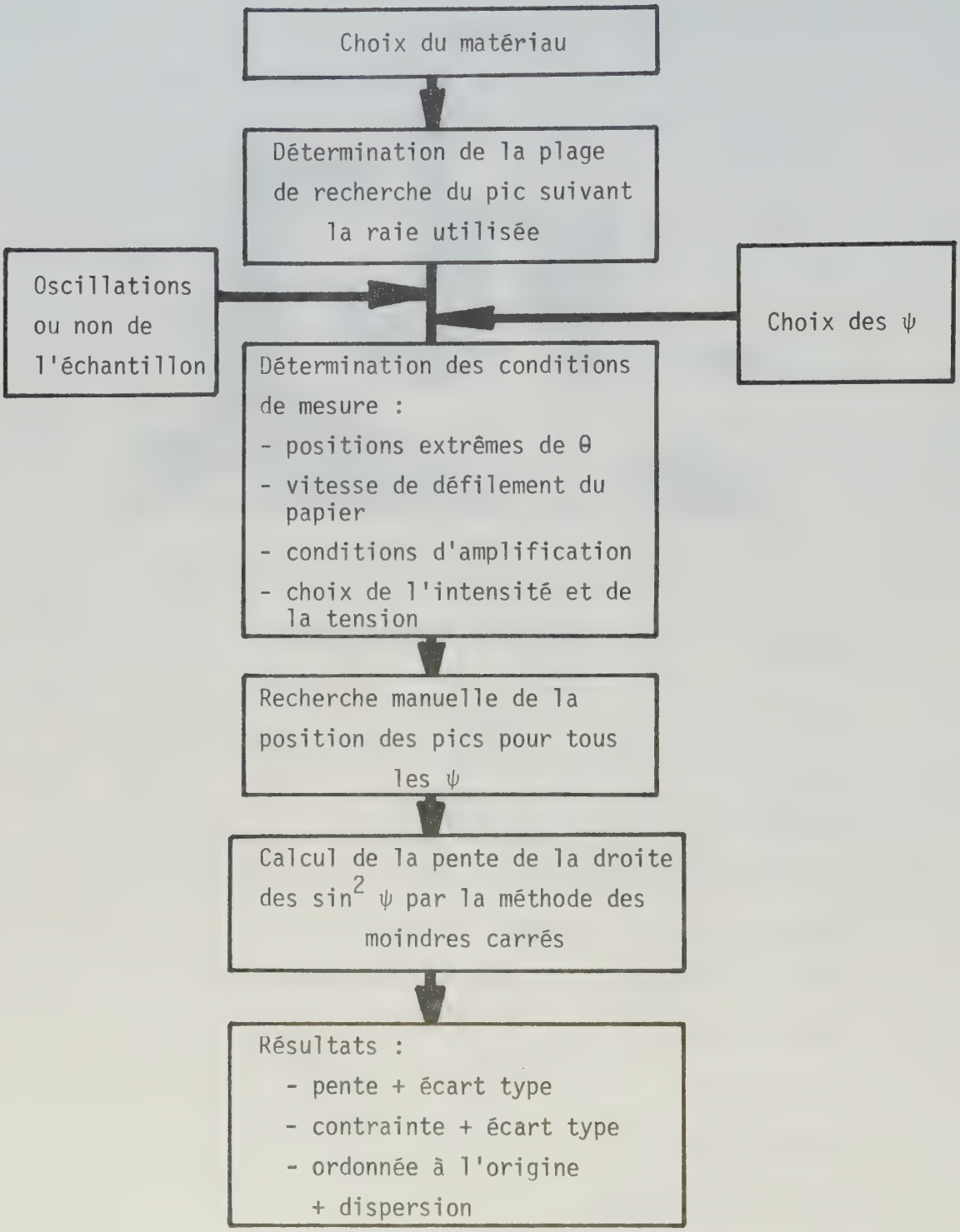


Figure 30 - Déroulement d'une mesure de contraintes résiduelles sur l'appareillage RIGAKU

Avec les deux appareils, nous avons choisi 13 valeurs d'angle ψ soit 7 valeurs en $\psi \geq 0$ et 6 valeurs en $\psi < 0$.

$$\psi = 0° \; ; \pm 12° \; ; \pm 27° \; ; \pm 35° \; ; \pm 42° \; ; \pm 50° \; ; \pm 57°$$

Dans toute notre étude, nous avons défini les constantes intervenant dans le calcul des contraintes comme suit :

- la valeur K = - 308 MPa/deg [26] est défini à partir des conditions suivantes :
  - . le matériau est un Fer α avec une structure cubique centrée,
  - . la raie de diffraction des rayons X est le chrome (C_r K_α),
  - . la famille de plans diffractant utilisée est {211},
  - . l'angle de Bragg est $\theta = 78°$.

- La valeur des constantes élastiques radiocristallographiques est obtenue à partir des études de BOLLENRATH-HAUK-MULLER [34] et de HAUK-KOCKELMANN [35] pour le plan {211}

$$\frac{1}{2} S_2 = \frac{1 + \nu}{E} = 5{,}83 \times 10^{-6} \text{ MPa}^{-1}$$
$$S_1 = -\frac{\nu}{E} = -1{,}28 \times 10^{-6} \text{ MPa}^{-1} \qquad \text{(III.32)}$$

III.3.4.3 - Dépouillement des pics de diffraction [20-26]

La localisation du pic de diffraction comporte la détermination du bruit de fond et celle de la position du pic.

- Détermination du bruit de fond

Généralement, le bruit de fond est assimilé à une droite (figure 31).

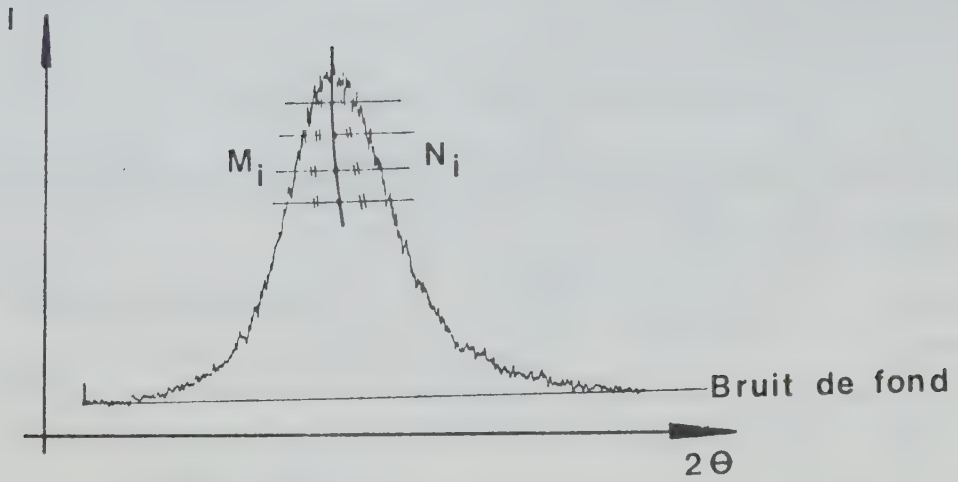


Figure 31 - Enregistrement d'un pic en surface de pièce

Sur un enregistrement graphique, le tracé de cette droite s'effectue aisément. Sur un enregistrement sous forme numérique, le calcul du bruit de fond s'effectue par une méthode des moindres carrés.

- Détermination de la position du pic

Nous avons choisi deux méthodes, réalisables graphiquement, selon que le pic est symétrique (figure 31) ou non (figure 32).

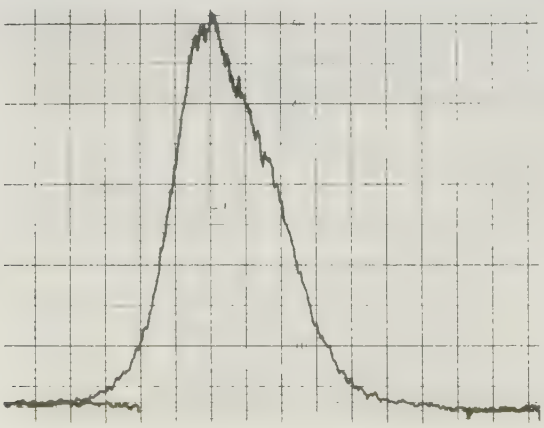


Figure 32 - Exemple de pic non symétrique à 50 µm sous la surface de la pièce

a) La méthode du milieu des cordes

Elle est utilisée lorsque l'enregistrement des pics est graphique (appareillage RIGAKU). On trace des droites parallèles au bruit de fond (figure 31). Chaque droite coupe le pic en deux points M_i, N_i. Le milieu des cordes M_i N_i décrit une courbe dont l'intersection avec le profil définit le sommet $2\theta_m$ du pic de diffraction.
Cette méthode est appliquée lorsque le pic est symétrique.

Avec l'appareillage à détecteur linéaire, la détermination du sommet du pic s'effectue à partir d'un lissage du pic par une courbe du troisième degré dont on recherche le maximum.

b) La méthode du milieu de la corde à mi-hauteur

On effectue un lissage du pic qui permet de déterminer les deux points A et B situés à la mi-hauteur du pic. La position $2\theta_m$ du pic est fixée par le milieu de la corde AB (figure 33).

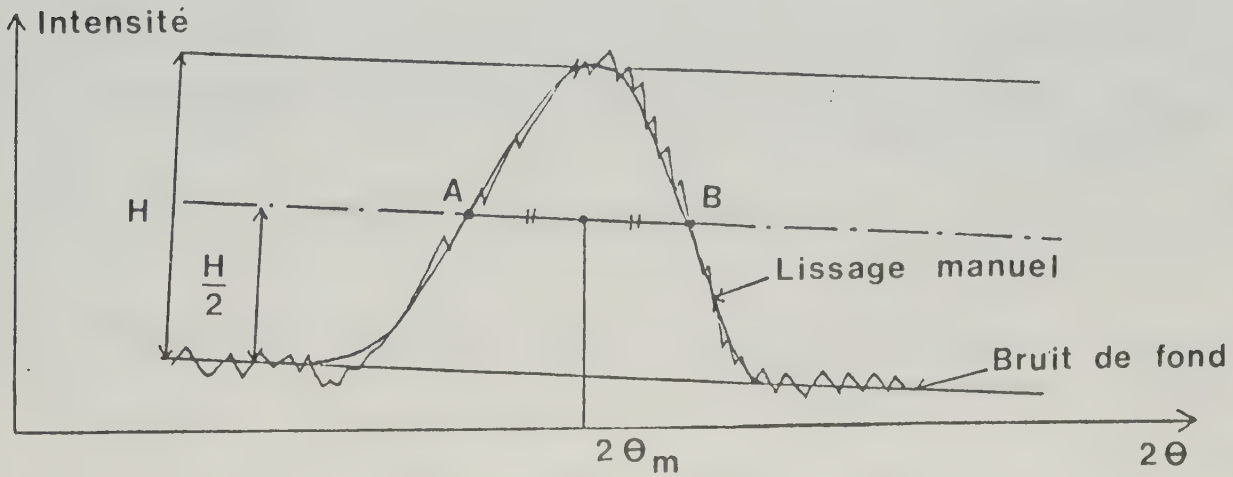


Figure 33 - Détermination du milieu de la corde à mi-hauteur

Cette méthode est utilisée lorsque le pic ne reste pas symétrique (figure 32).

Cette dissymétrie est due à l'influence de la raie $K\alpha_2$ qui augmente en fonction de la profondeur étudiée (écrouissage plus faible).

c) Choix d'une méthode

Un pic de diffraction résulte dans notre cas de la superposition des deux raies $K\alpha_1$ et $K\alpha_2$ (montage sans monochromateur) et la position du pic de diffraction dépend de la technique utilisée pour analyser les enregistrements (figure 34).

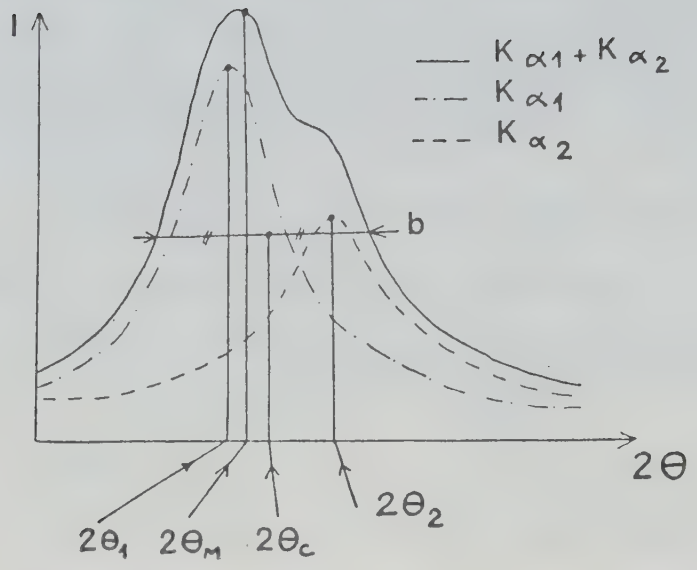


Figure 34 - Enregistrement d'un pic sans monochromateur

. $2\theta_1$ est la position de référence du pic correspondant au sommet du pic $K\alpha_1$

. $2\theta_M$ est la position du pic mesurée avec un dépouillement effectuant la recherche du sommet ($K\alpha_1 + K\alpha_2$),

. $2\theta_c$ est la position du pic mesurée avec un dépouillement par le milieu de la corde à mi-hauteur.

La méthode utilisée pour repérer la position du pic de diffraction introduit une erreur systématique $\Delta 2\theta$:

$$\Delta 2\theta = 2\theta_{\phi\psi} - 2\theta_{1\phi\psi}$$

avec

$\Delta 2\theta$ = déplacement du pic de diffraction dû au rayonnement $K\alpha_2$

$2\theta_{\phi\psi}$ = position du pic résultant ($K\alpha_1 + K\alpha_2$) (liée à la méthode de dépouillement)

$2\theta_{1\phi\psi}$ = position du pic de diffraction dû au rayonnement $K\alpha_1$ seul.

Il a été effectué une simulation de l'erreur $\Delta 2\theta$ pour la diffraction {211} $C_r K_\alpha$ du Fer α, en assimilant le pic de diffraction soit à une gaussienne soit à une courbe de Cauchy (la forme des pics $K\alpha_1$ et $K\alpha_2$ est supposée identique et l'intensité de $K\alpha_2$ est la moitié de celle de $K\alpha_1$). Nous avons tracé (figure 35) les erreurs $\Delta 2\theta$ relatives soit à la recherche du maximum du pic de $K\alpha_1 + K\alpha_2$, soit à la détermination du milieu de la corde à mi-hauteur. Les résultats sont donnés en fonction de la largeur à mi-hauteur b du pic.

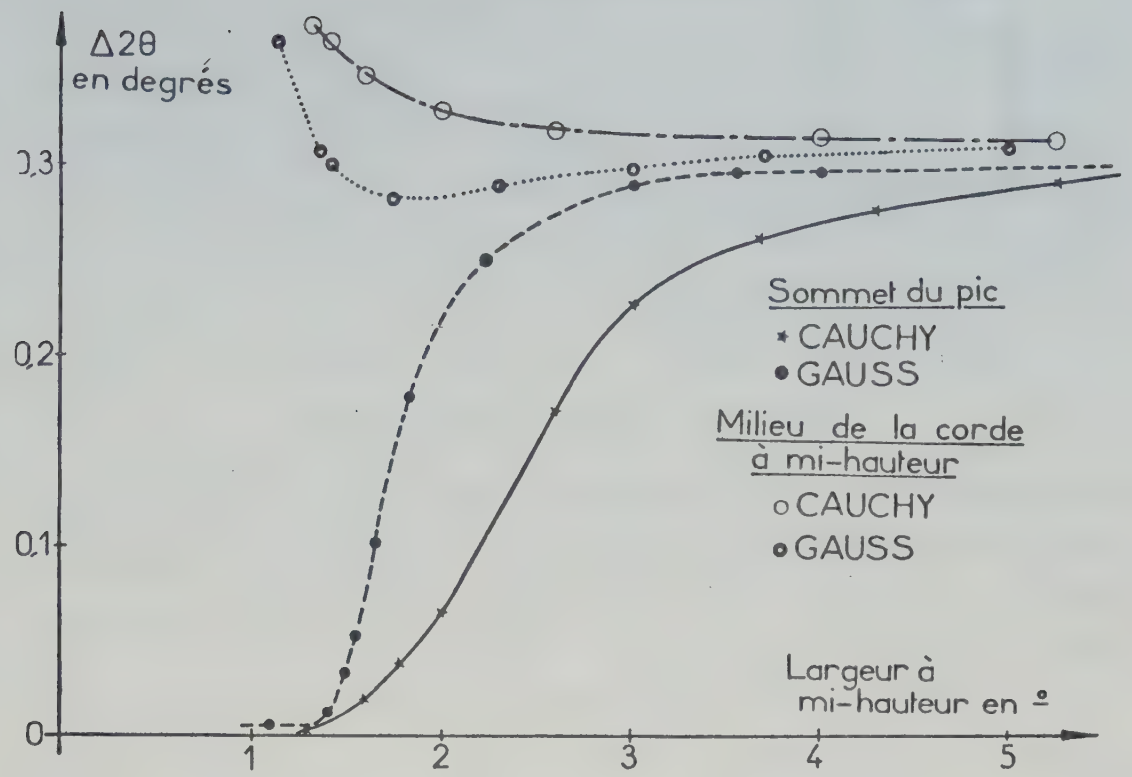


Figure 35 - Influence de $K\alpha_2$ sur la position du pic de diffraction

La largeur à mi-hauteur pour notre acier évolue entre 1,5° et 4°. Sur la courbe $\Delta 2\theta = f(b)$ on voit que l'utilisation de la méthode du milieu des cordes est sensible à la forme du pic de diffraction (≃ 0,5°).
Par contre, pour un dépouillement par le milieu de la corde à mi-hauteur la forme du pic de diffraction a peu d'influence (≃ 0,05°).

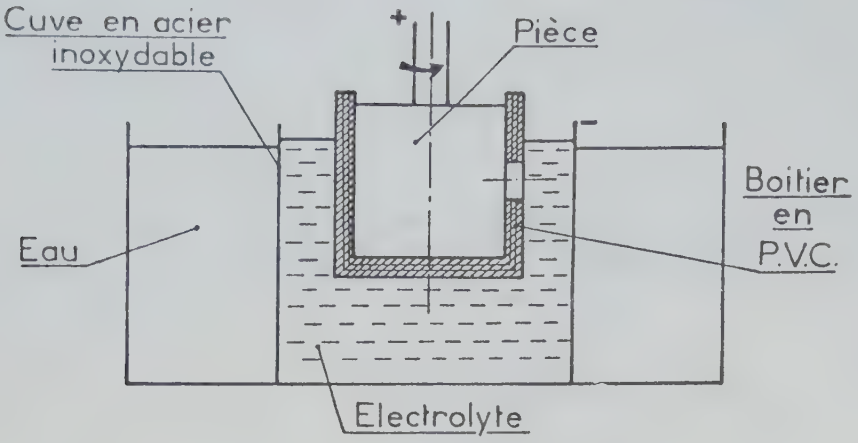
En conclusion, nous adopterons par la suite la méthode du milieu de la corde à mi-hauteur qui est plus indépendante de la forme du pic de diffraction et ceci quelque soit l'appareillage utilisé.

III.3.4.4 - Mesures en profondeur

a) Polissage électrolytique

Pour déterminer la répartition des contraintes résiduelles dans l'épaisseur d'un matériau, il faut faire des mesures successives après avoir enlevé de faibles couches de métal sans introduire de contraintes supplémentaires.

Le polissage électrolytique a été choisi dans ce cas (figure 36).



Composition de l'électrolyte D11
- Ethanol 700 cm^3
- Butylglycol 100 cm^3
- Acide Perchlorique 200 cm^3

Figure 36 - Usinage électrolytique

On utilise un boîtier en P.V.C. protégeant la pièce sur tout le pourtour. La pièce est en contact avec l'électrolyte par l'intermédiaire d'une ouverture sur le boîtier de 18 x 23 mm. Ceci évite d'avoir une importante surface en contact avec l'électrolyte car cela nécessiterait une intensité importante.

Suivant l'épaisseur enlevée, nous avons fait varier l'intensité de 4 à 6 A et le temps d'attaque de 30 à 270 s.

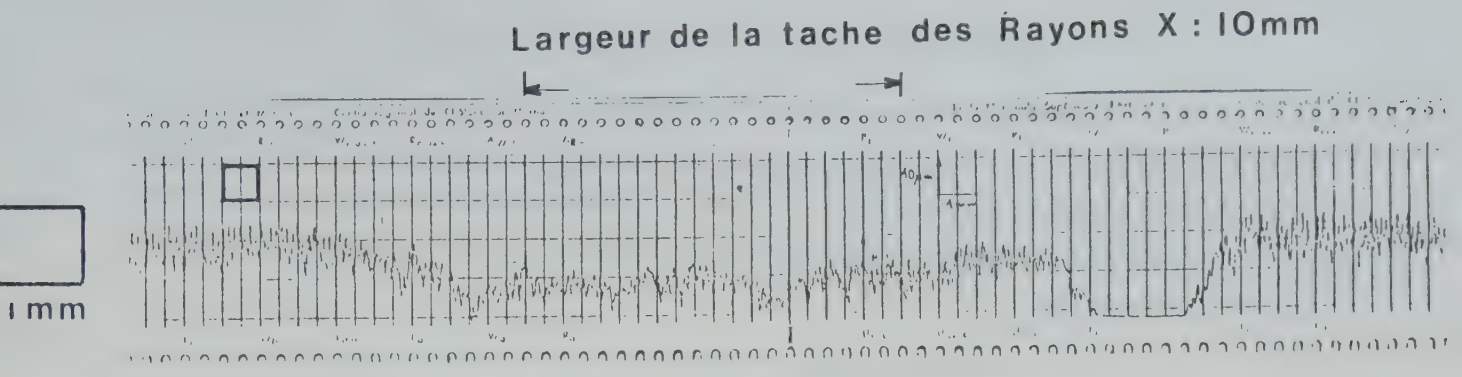
b) Mesure de la profondeur

Pour mesurer la profondeur de l'attaque par usinage électrolytique nous utiliserons soit :

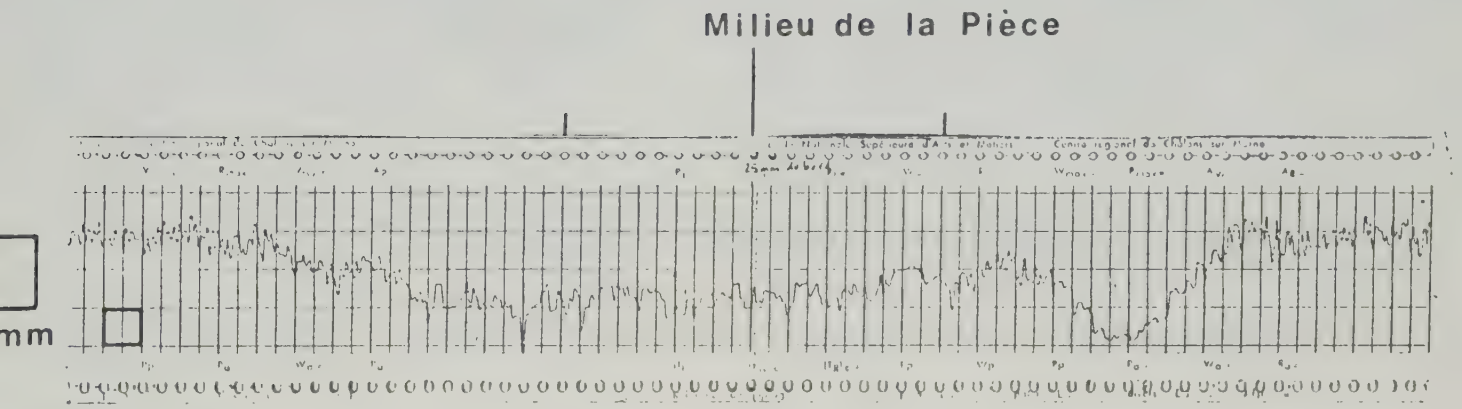
- un profilomètre PERTHEN pour les premières couches enlevées,
- un comparateur traditionnel pour les couches suivantes.

Le profilomètre nous permet de voir que l'amplitude des pics de rugosité et la couche enlevée par un polissage sont du même ordre de grandeur (10 ± 5 µm) (figure 37).

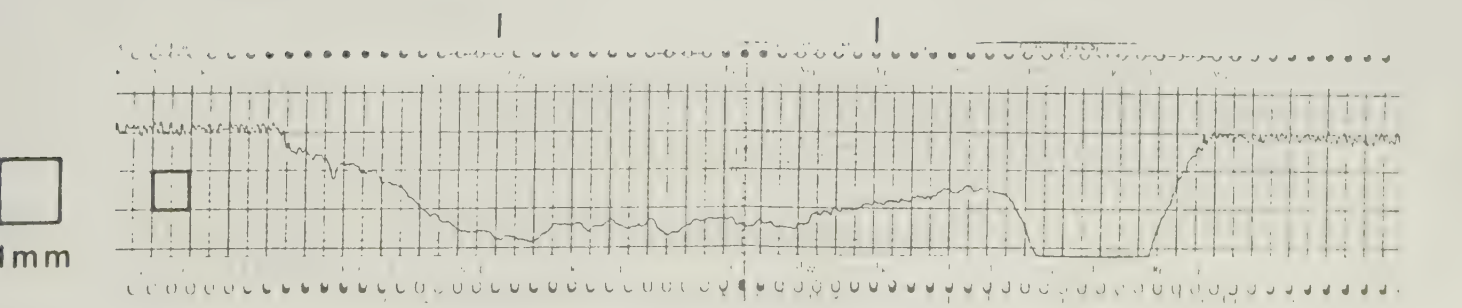
Il est donc superflu d'indiquer la profondeur de l'attaque au micron près comme on le trouve dans la bibliographie.
La mesure au comparateur donne une précision suffisante.



a) Pièce LDF5 10 µm



b) Pièce LE5 20 µm



c) Pièce LDF5 40 µm

Figure 37 - Profil de la pièce après une étude en profondeur

c) Problème de la relaxation des contraintes [26, 59]

Lors de la mesure de la répartition des contraintes résiduelles dans l'épaisseur, l'état de contrainte de la couche enlevée a une influence sur la contrainte mesurée ensuite. En effet, l'état d'équilibre de la pièce est modifiée par l'enlèvement d'une couche de métal par un procédé ne produisant pas de contraintes.

Des corrections sont donc à effectuer pour obtenir la contrainte réelle. Le processus de calcul est le suivant dans le cas d'un échantillon cylindrique.

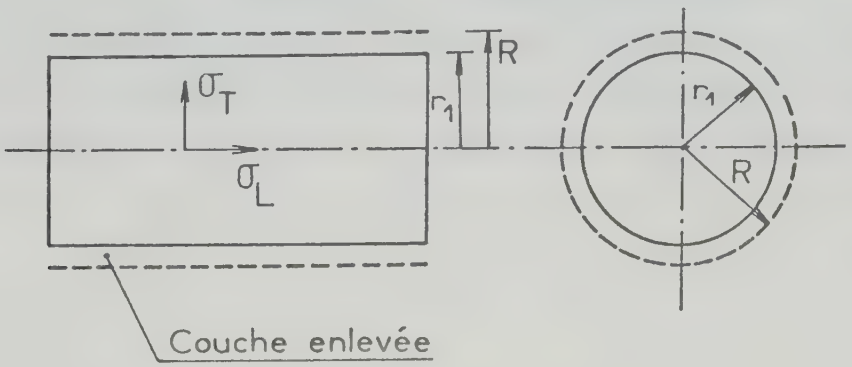


Figure 38 - Définition des grandeurs sur un échantillon cylindrique

On suppose que la distribution de contraintes résiduelles possède à la fois une symétrie de rotation et longitudinale. La valeur de la contrainte réelle à la profondeur r_1 se met, à partir des équations d'équilibre sous la forme suivante :

$$\sigma(r_1) = \sigma_{m(r_1)} - k \int_{r_1}^{R} \frac{\sigma_m(r)}{r} dr \qquad \text{(III.33)}$$

Après un développement en série de Taylor et dans le cas des couches minces, la correction de contraintes se met sous la forme :

$$c(r_1) = - k \sigma_m(R) \frac{\Delta r_1}{R} = \sigma(r_1) - \sigma_{\text{mesurée}}(r_1) \qquad \text{(III.34)}$$

Etudions, pour un exemple (pièce LE5) le cas de σ_L.

Dans ce cas, k = 2.

$\sigma_{L\text{mesurée en surface}} = 217 \pm 22$ MPa

$\sigma_{L\text{mesurée à 175 µm de profondeur}} = 5 \pm 36$ MPa

La correction de contrainte $c(r_1)$ vaut 3 MPa. Cette valeur est bien inférieure à la précision de la mesure (36 MPa).

Dans notre cas, comme nous ne dépasserons jamais des profondeurs de 400 µm, la correction de contrainte due à la relaxation est inutile.

IV - ACIER ETUDIE ET CONDITIONS D'USINAGE

IV.1 - CARACTERISATION DE L'ACIER

Une analyse chimique, un examen micrographique et des essais de macrodureté ont été réalisés en vue de déterminer de manière précise les caractéristiques de l'acier choisi.

IV.1.1 - Composition

Nous avons choisi un acier à usage courant XC 38 afin de rester dans le cadre des matériaux utilisés pour les études effectuées à l'Institut Supérieur d'Etat de Surface (I.S.E.S).

La figure 39 présente l'analyse chimique de l'acier XC 38.

Matériau	C	Si	Mn	S
XC 38	0,39	0,25	0,8	0,018

Figure 39 - Composition de l'échantillon

Pour garantir une même composition, les échantillons sont tous découpés dans la même barre d'acier XC 38 obtenue par laminage suivi d'un recuit de normalisation.

IV.1.2 - Microstructure

Quatre échantillons ont été prélevés dans le barreau d'acier XC 38. Deux provenaient du centre du barreau et les deux autres du bord (figure 40).

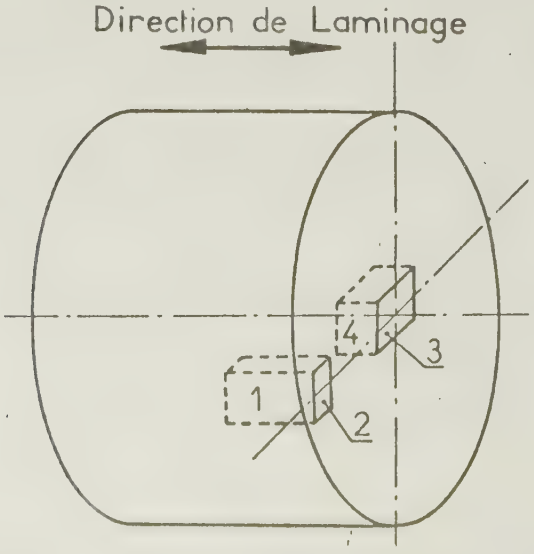
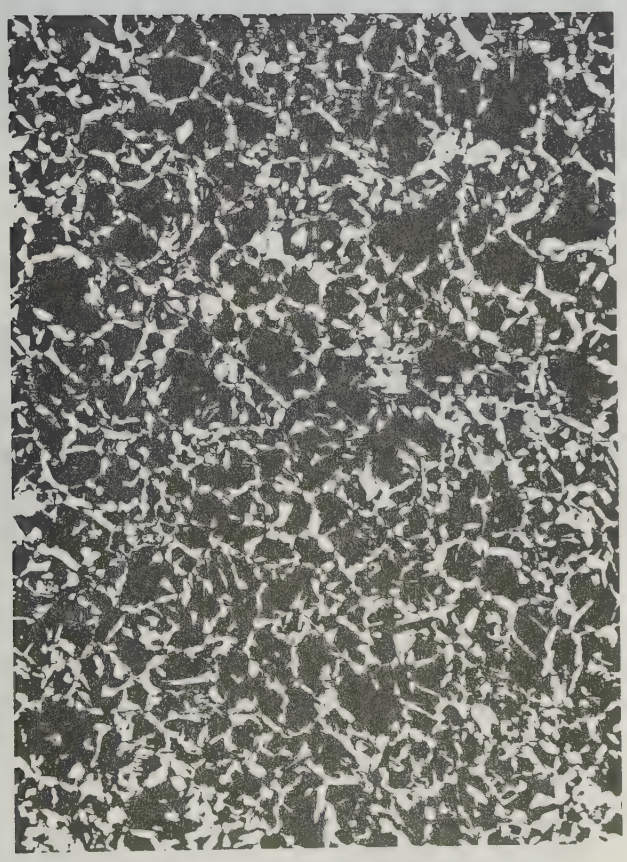


Figure 40 - Disposition des échantillons

Les microstructures sont observées :

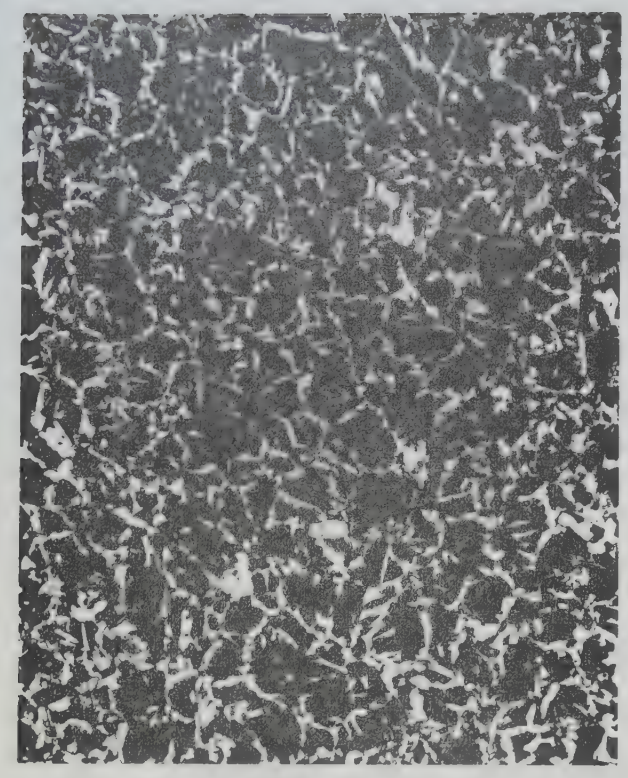
* à la surface de la pièce
  - parallèlement à la direction de laminage (cas 1) (figure 41a-b)
  - perpendiculairement à la direction de laminage (cas 2)(figure 41c).

* au coeur de la pièce
  - parallèlement à la direction de laminage (cas 4) (figure 41e)
  - perpendiculairement à la direction de laminage (cas 3) (figure 41d)



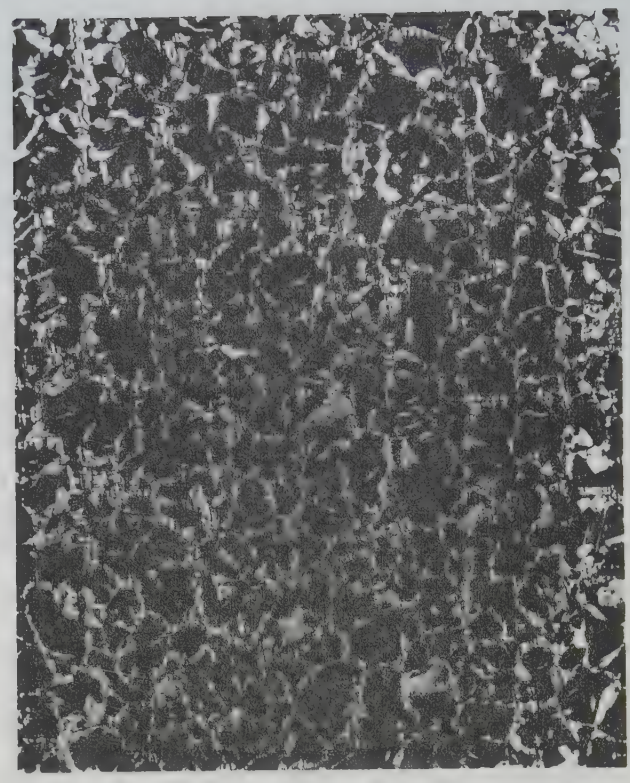
a) Microstructure dans le cas 1
(Grossissement X100)

b) Microstructure dans le cas 1
(Grossissement X400)

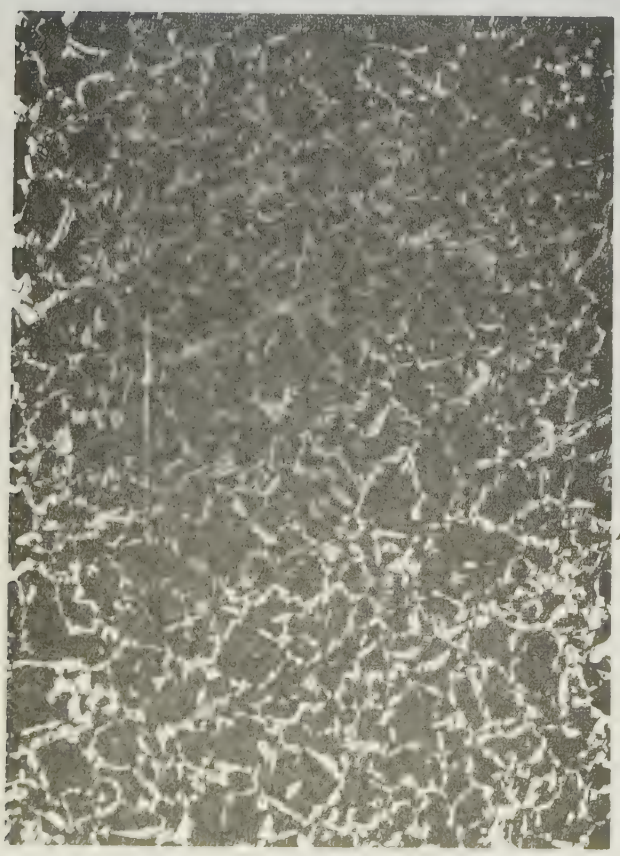


100 µm

c) Microstructure dans le cas 2
(Grossissement X 100)



d) Microstructure dans le cas 3
(Grossissement X 100)



Direction de laminage

100 µm

e) Microstructure dans le cas 4
(Grossissement X 100)

f) Microstructure de la surface de la pièc
(Grossissement X 100)

Figure 41 - Microstructure des échantillons prélevés (attaque au Nital à 2 %)

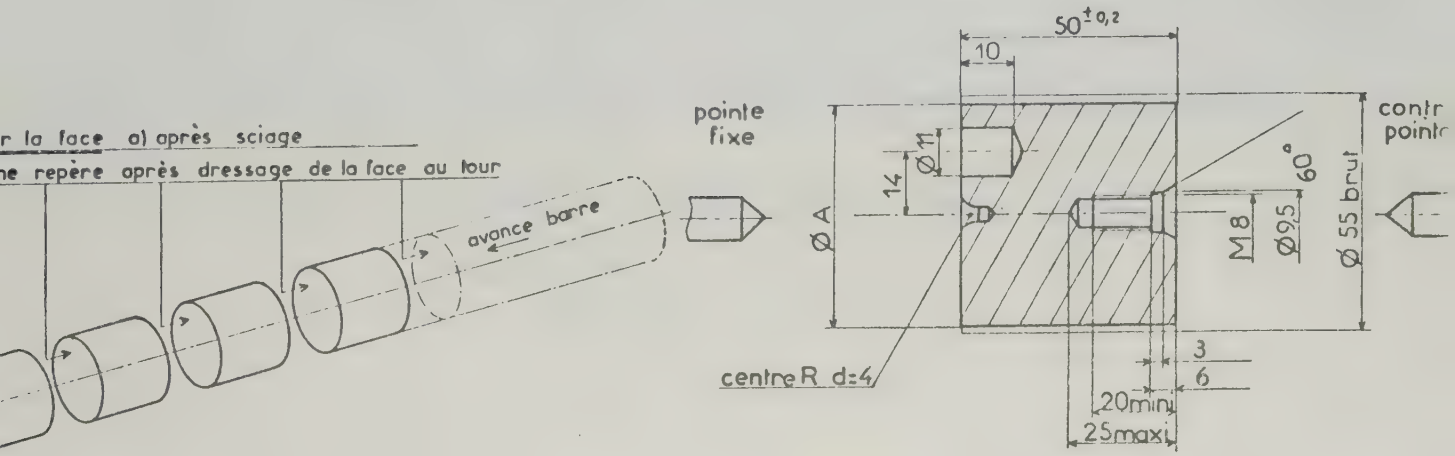
Ces microstructures sont constituées de perlite lamellaire et de ferrite. La direction de laminage se retrouve facilement par la présence du sulfure de manganèse (tache gris clair) (figure 41b).

A partir des micrographies prises au grossissement X 100 et de la norme NF A04-102, nous déduisons une taille des grains de 20 µm. L'examen de la surface et du coeur de la pièce nous permet de constater que la taille des grains n'est pas modifiée mais que, sur le bord de la pièce, il y a une légère décarburation superficielle (figure 41 f).

Les essais de dureté Vickers effectués avec une charge de 20 kg montrent que la dureté reste sensiblement constante (≃ 200 H_V) entre la surface et le coeur de la pièce.

IV.1.3 - Dimensions des échantillons

Les échantillons qui ont les dimensions indiquées sur la figure 42 sont tous repérés par rapport au sens de laminage.



a) Repérage par rapport au sens de laminage

b) Dimensions de l'échantillon

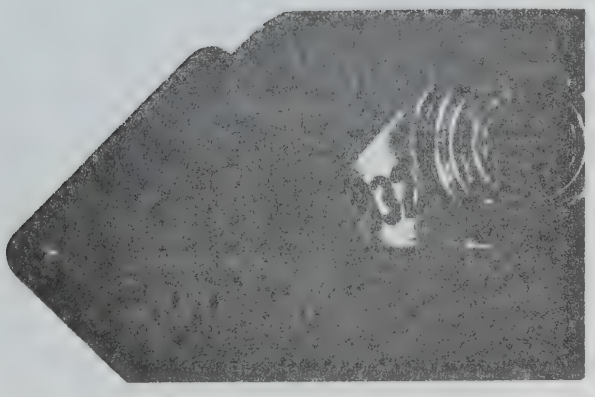
Figure 42 - Echantillons étudiés

IV.2 - Conditions de tournage

IV.2.1 - Définitions des modes de tournage

Pour réaliser les échantillons nous avons utilisé :

- un tour S.I.M. T 5
- un outil à pastille de carbure à arête rapportée (figure 43).



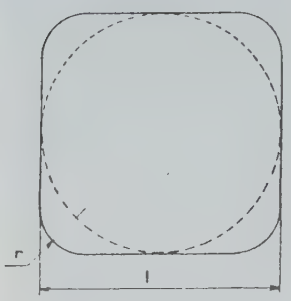


Figure 43 - a) Porte-outil SANDVIK COROMANT 183-9-2020-12

b) Pastille de carbure à arête rapportée
T-MAX S SPGR 12-03-12
Nuance P10
Dimensions et angle de la pastille
r = 1,2 ± 0,1 mm
I = 12,7 ± 0,025 mm
s = 3,18 ± 0,13 mm

Nous avons défini les trois conditions de tournage données par le tableau II.

Type	Profondeur de passe	Vitesse de la pièce	Avance par tour
EBAUCHE (E)	2 mm	500 t/mn	0,14 mm
DEMI-FINITION (D)	1 mm	710 t/mn	0,14 mm
FINITION (F)	0,5 mm	710 t/mn	0,14 mm

Tableau II - Conditions de tournage définissant la profondeur de passe, la vitesse de la pièce et l'avance

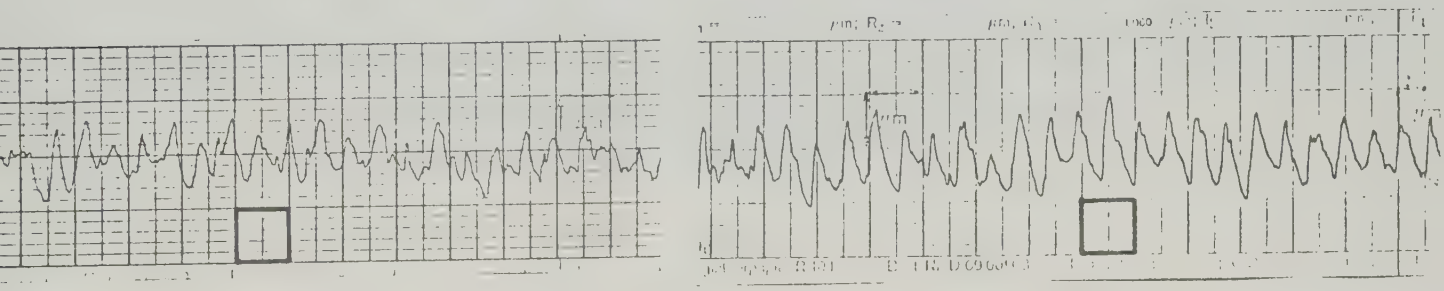
Ces conditions de tournage ont été choisies afin de conserver deux paramètres sensiblement constants et de faire varier le troisième : la profondeur de passe.

. L'avance par tour est maintenue constante ce qui permet d'avoir une section de coupe (0,28 mm^2 à 0,07 mm^2) proportionnelle à la profondeur de passe.

La vitesse de coupe évolue entre 52 m/mn et 74 m/mn. Elle peut être considérée comme une constante puisque l'on n'a pas de problème de copeau adhérent sur l'outil quel que soit l'usinage réalisé.

Un autre paramètre qui intervient en plus des conditions de coupe est l'usure de l'outil. Un état de surface n'est reproduit de façon sensiblement identique que si l'on maintient constant ce paramètre. Ceci est apparu au cours de la réalisation des premières séries de pièces. En effet, pour usiner la série de six pièces LEDF, nous avions d'abord utilisé la même arête de la pastille pour effectuer l'ébauche (E), la demi-finition (D) et la finition (F) soit 18 pièces. L'usure de l'outil a été mise en évidence à l'aide d'un profilomètre en comparant la première (LEDF 1/1) et la dernière pièce (LEDF 6/2) (figure 44). Ce résultat a bien confirmé que la durée de vie pour une arête de coupe est de 15 pièces (donnée par le fabricant).

Pièce LEDF 1/1 **Pièce LEDF 6/2**



a) Comparaison des profils

Paramètres / Pièces	R_t µm	R_m µm	R_z µm	H_{moy} µm	H_{max} µm
LEDF 1/1	13.7	8.7	11.8	8.7	13.8
LEDF 6/2	21.7	13.5	16.9	13.3	21.8

b) Comparaison des paramètres géométriques.

Figure 44 - Comparaison entre deux usinages effectués avec la même arête de coupe (profil et paramètres d'état de surface).

Pour maintenir sensiblement constant ce paramètre, nous avons décidé de changer l'arête de l'outil après l'usinage de 6 pièces c'est-à-dire pour chaque nouveau mode d'usinage.

IV.2.2 - Séquences d'usinages et pièces étudiées

Les pièces sont montées à l'aide d'une pointe à picots et d'une contre-pointe pour éviter de créer des contraintes en surface au niveau d'un serrage par mors doux.

Les trois conditions de tournage se succèdent dans le mode de fabrication d'une pièce suivant les séquences qui apparaissent dans le tableau III.

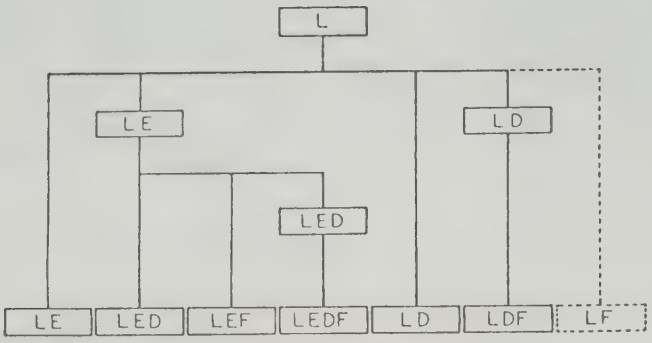


Tableau III - Conditions d'obtention d'une pièce par tournage

L = Laminé D = Demi-finition

E = Ebauche F = Finition

L'étude portera sur tous les cas apparaissant à la dernière ligne du tableau III, excepté le cas "Laminé-Finition" difficile à obtenir à cause de la mauvaise circularité de la pièce laminée. Nous aurons donc 6 modes d'obtention d'une pièce par tournage.

Pour chacun de ces six modes, 6 pièces ont été réalisées et deux points de mesure de contraintes ont été effectués sur chaque pièce soit 12 points de mesure pour chaque cas de tournage.

IV.3 - CONDITIONS DE RECTIFICATION

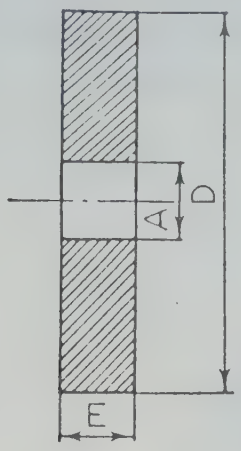
IV.3.1 - Définitions des modes de rectification

Pour réaliser les échantillons nous avons utilisé :

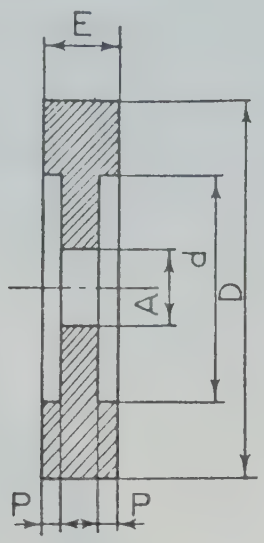
- Une rectifieuse cylindrique GENDRON RSUP 15
- Des meules 83 A 46 N5 V7 — Meule plate à deux embrèvements
  83 A 60 M5 V11 } Meule plate ordinaire
  83 A 60 L5 V7 } Meule plate ordinaire

} Classification NORTON

Les dimensions des meules sont données à la figure 45.



a) Meule plate ordinaire



b) Meule plate à deux embrèvements
d = 170 mm ; P = 8 mm

Dimensions communes :

A = Alésage = 127 mm
E = Epaisseur = 14 mm
D = Diamètre = Voir tableau IV.

Figure 45 - Formes et dimensions des meules

La rectification se différencie des autres modes d'usinage par le grand nombre de facteurs influençant la coupe.

A partir des recherches effectuées par EL HELIEBY-ROWE [1, 2, 44] et NOVAK [66] les grandeurs qui ont une grande importance sont :

- la profondeur de passe,
- la vitesse de rotation de la meule,
- la lubrification,
- la vitesse de diamantage,
- la vitesse de la pièce,
- l'avance par tour de la pièce,
- les caractéristiques de la meule.

Nous verrons au chapitre VI, l'influence de ceux-ci sur les contraintes résiduelles. Les recherches effectuées par KAWATA-MORINAGA-YOSHIOKA [43] nous ont permis de voir que la vitesse de la pièce, l'avance de la pièce et le grain de la meule permettaient d'obtenir des rugosités différentes.

En fonction du matériel dont nous disposions, nous avons essayé de choisir les paramètres de coupe de façon à modifier les rugosités. Nous nous sommes également attachés à réaliser une bonne reproductibilité de l'usinage sur une même sorte de pièce. Ceci nous a amené à prendre des profondeurs de passe constantes pendant le déplacement longitudinal et à mesurer la circularité et le diamètre avant usinage (figure 46).

Figure 46 - Mesure de la circularité des pièces avant rectification (≃ 1 µm)

Ce travail préliminaire nous a amené à retenir trois types de rectification (tableau IV).

- la rectification dure notée (U)
- la rectification moyenne notée (M)
- la rectification douce notée (O)

Ces trois cas sont à classer dans la rectification traditionnelle qui est la rectification la plus couramment utilisée dans l'industrie (voir § VI.1).

TYPE / Paramètres	GROSSIERE (U)	MOYENNE (M)	FINE (O)
Meule	83 A46N5V7	83A60M5V11	83A60L5V7
Vitesse de diamantage	700mm/mn	700mm/mn	700mm/mn
Diamantage	20µm en 2 passes	10µm en 2 passes	3µm en 2passes
Largeur de la meule	14mm	14mm	14mm
Diamètre de la meule	355mm	353mm	300mm
Vitesse de la meule	1600 t/mn	1600 t/mn	1600t/mn
Vitesse de la pièce	22 m/mn	22 m/mn	8,7 m/mn
Vitesse d'avance de la pièce	1200mm/mn	600 mm/mn	230 mm/mn
Profondeur de passe au diamètre	40 µm	20µm	5µm
Nb de passes aller et retour	10	5	10

Tableau IV - Conditions de rectification

Nous avons utilisé une rectification dont le système d'axes est donné par la figure 47 et qui correspond à celui de la figure 17.

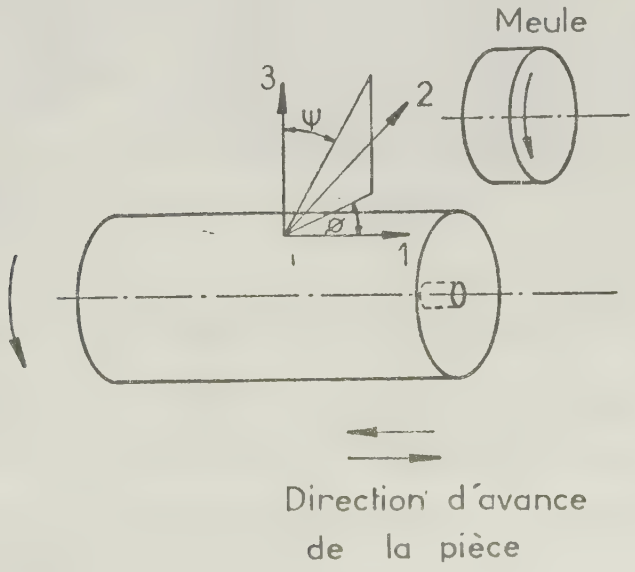


Figure 47 - Repérage de la pièce et de la meule

La rectification en plongée n'a pas été utilisée pour éviter :

- une temporisation sur la pièce entre la première passe et la deuxième passe,
- d'avoir une couche de métal enlevée non constante entre le début et la fin de la prise de passe effectuée manuellement.

Nous avons choisi en conséquence une rectification cylindrique longitudinale avec une meule de faible largeur (13 à 14 mm) afin d'avoir une zone de mesure des contraintes de 35 mm.

La profondeur de passe sera constante si l'on suppose que la flexion de la meule n'intervient pas.

IV.3.2 - Séquences d'usinage et pièces étudiées

. Les meules ont été équilibrées statiquement avec des masselottes d'équilibrage fixées sur le moyeu de la meule, en utilisant un arbre tournant autour de l'axe.

. La pièce est montée entre pointes et avec un taquet d'entraînement.

. Le réglage du dégagement de la meule à gauche et à droite est donné par la figure 48.

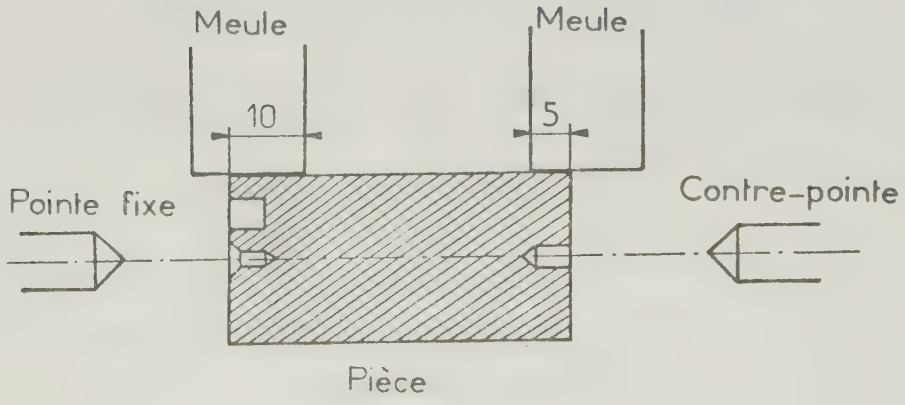


Figure 48 - Positionnement de la meule en fin de course

Les zones en bout de pièce ne seront pas utilisées pour les mesures de contraintes car elles subissent une temporisation.

. Le "tangentement" s'effectue toujours sur la gauche de la pièce.

. Pour se ramener à un cas industriel, nous avons effectué les passes aller et retour et imposé la profondeur de passe avant l'aller donc la meule n'usine pas au retour.

. La meule est diamantée au début de l'usinage mais pas en cours d'usinage.

En effet, dans les gammes de fabrication utilisées par exemple par la Société Renault les meules ne sont diamantées qu'après un usinage de 30 à 80 pièces. Nous avons donc gardé le diamantage initial pour réaliser les 18 pièces.

. La lubrification est assurée par un lubrifiant (Supertransgrind) dilué dans l'eau. Ce lubrifiant contient des nitrites alcalins et des amino-alcools purs. Il arrive sur la meule et sur la face de l'échantillon sous forme d'un jet ayant la taille la plus faible possible sur la meule. L'échantillon est submergé par le fluide (figure 49).

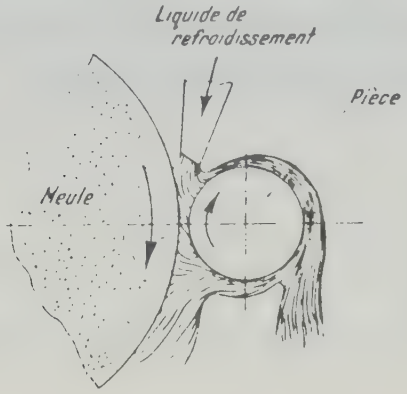


Figure 49 - Refroidissement du contact meule-pièce [8]

. Les trois conditions de rectification qui se succèdent dans le mode de fabrication d'une pièce suivant les séquences qui apparaissent dans le tableau V.

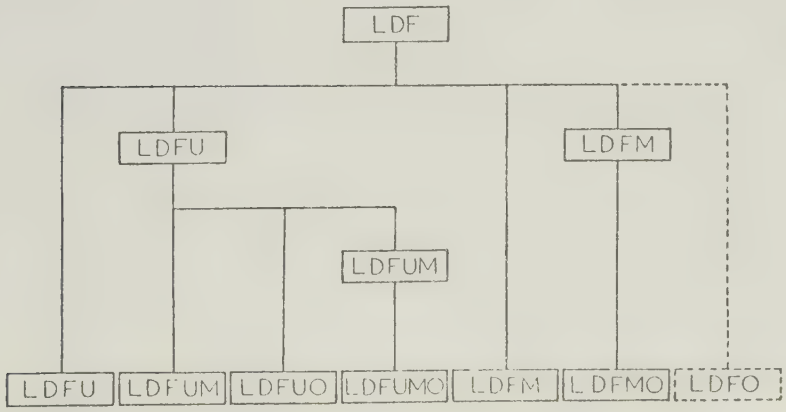


Tableau identique pour les pièces LEDF

Tableau V - Conditions d'obtention d'une pièce par rectification

U = Dure M = Moyenne O = Douce

D = Demi-finition F = Finition

. Nous avons effectué l'étude sur deux séries de pièce (LDF et LEDF) ayant subi des tournages différents avant la rectification pour vérifier l'influence éventuelle du tournage sur les opérations de rectification.

. L'étude portera donc sur tous les cas apparaissant à la dernière ligne du tableau V, excepté les cas "LDFO" et "LEDFO" car les passes de finition et la circularité après le tournage étant de l'ordre du micron, nous n'aurions pas obtenu un enlèvement régulier sur toute la surface de la pièce.

Pour chacun de ces 12 modes, trois pièces ont été réalisées et deux points de mesure de contraintes ont été choisis sur chaque pièce, soit six points de mesure pour chaque cas de rectification.

IV.4 - CONCLUSIONS

Nous utiliserons donc un acier XC 38 qui subira :

- trois modes de tournage qui se différencient par la profondeur de passe,
- trois modes de rectification qui permettent de modifier les rugosités.

V- ETUDE DU TOURNAGE

V.1 - ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

V.1.1 - Etude des paramètres intervenant sur l'état des surfaces usinées

ENACHE [8] classe les principaux paramètres influençant l'état des surfaces usinées en quatre catégories :

- les paramètres physico-mécaniques du matériau travaillé,
- les paramètres définissant le régime de coupe,
- les paramètres géométriques liés à la partie active de l'outil,
- les fluides de refroidissement.

a) Propriétés physico-mécaniques du matériau travaillé

La rugosité (R_z) sur des aciers au carbone varie de 25 à 45 µm selon leur teneur en carbone et leur structure pour une même vitesse de coupe.

b) Paramètres définissant le régime de coupe

Les trois paramètres traditionnels sont étudiés :

. la vitesse de coupe,
. l'avance par tour,
. la profondeur de passe.

Pour les deux premiers, cet auteur donne des abaques permettant de déterminer, pour différents aciers, la rugosité pour des vitesses de coupe et des avances variables.

Ensuite, il étudie l'influence de la profondeur de passe. Pour qu'elle n'affecte pas les paramètres de rugosité, il faut qu'elle soit supérieure à la profondeur totale de rugosité (R_t). R_t étant de l'ordre du micron, cela est pratiquement toujours réalisé et l'influence de la profondeur de passe sur l'état de surface final est insignifiante.

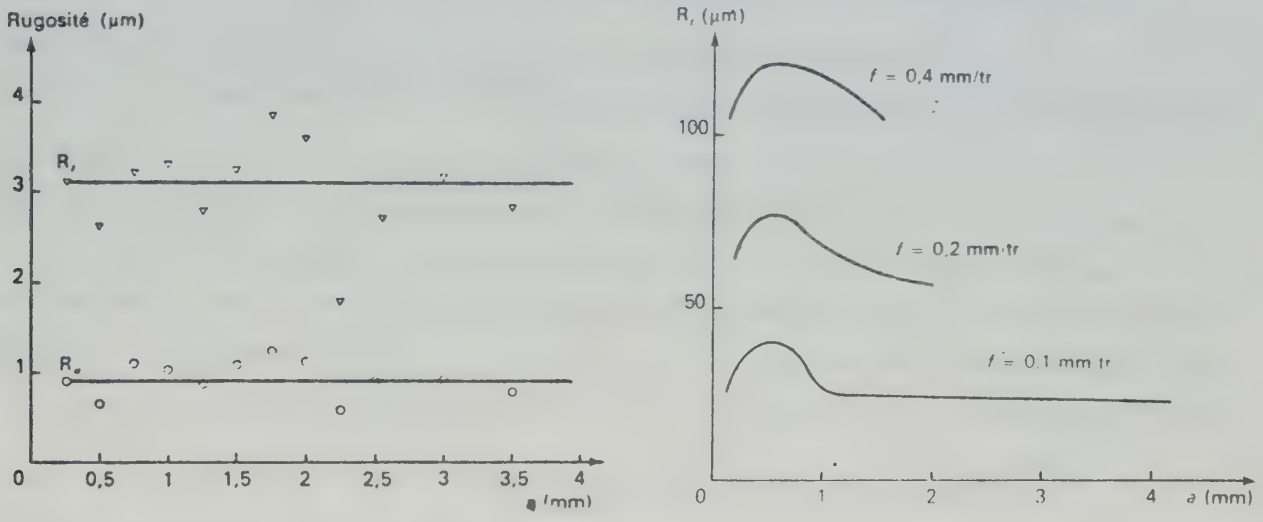
c) Paramètres géométriques liés à la partie active de l'outil

La géométrie de l'outil (rayon de pointe et angles définissant la forme de l'outil) joue un rôle primordial sur la nature de la rugosité et doit être définie précisément.

d) Fluides de refroidissement

Ils diminuent la rugosité en même temps qu'ils provoquent un écrouissage supplémentaire.

GIRARD [10] étudie également l'influence des principaux paramètres de coupe sur l'état géométrique des surfaces en tournage. Nous nous intéresserons en particulier à l'influence de la profondeur de passe sur les paramètres de rugosité.



Acier XC 45, outil P 10 (V_c = 200 m/mn, f = 0,132 mm/tr
R_ε = 1,35 mm, α_0 = 2°, γ_0 = 10°, κ_r = 60°, i_s = 4°).

a) b)

Figure 50 - Influence de la profondeur de passe sur la rugosité

La figure 50a montre que pour un acier XC 45 usiné avec une pastille de carbure P10 la profondeur de passe n'a pratiquement pas d'influence sur la rugosité R_t.

Sur la figure 50 b, pour le même acier, en diminuant la vitesse de coupe et en annulant le rayon de bec de l'outil R_ε, on constate que la profondeur de passe n'a plus d'influence pour une valeur supérieure à 1 mm environ.
Cet auteur conseille alors une profondeur de passe de 0,3 mm minimum sur un tour de rigidité moyenne.

En conclusion, la profondeur de passe n'a pas d'effet sur les paramètres de rugosité et la géométrie de l'outil doit rester identique quel que soit l'usinage réalisé. Il est donc préférable d'utiliser des pastilles.

V.1.2 - Caractérisation des contraintes résiduelles introduites par le tournage sur des aciers courants (type XC 48)

L'étude menée par SYREN [48 à 51, 58] expose une théorie sur l'origine des contraintes résiduelles lors de l'usinage d'un acier CK 45 (≃ XC 48).

V.1.2.1 - Concept général reliant la coupe aux contraintes superficielles

Lors de la coupe, un outil peut agir de trois façons :

. un simple écrouissage du métal, sans coupe (copeau minimum),
. une coupe pure et franche du métal,
. une coupe pure suivie d'un écrouissage de la surface.

Tous ces efforts mécaniques conduisent à des déformations plastiques inhomogènes donnant naissance à des contraintes de compression ou de traction.

En plus de ces différents phénomènes, on aura le facteur température. L'élévation locale de température dilate les couches superficielles, qui sont plastiquement comprimées par le coeur resté froid, du matériau. Après ce refroidissement, cette déformation plastique entraîne des contraintes résiduelles de traction. Donc, si au cours d'un usinage, il se produit une forte élévation de la température, des contraintes de traction apparaitront.

a) Ecrouissage du métal, sans coupe

On se trouve donc en présence d'un effort mécanique perpendiculaire ou , perpendiculaire et parallèle, à la surface. C'est le cas du galetage, du grenaillage et du frottement d'un outil sur la surface finie. Ce dernier phénomène est consécutif à une prise de passe trop faible (inférieur au copeau minimum). Les contraintes résiduelles sont à chaque fois en compression.

b) Coupe pure et franche du métal

Toute coupe franche du métal, entraîne la formation de contraintes résiduelles de traction. On peut assimiler la coupe du métal à une cassure. Les contraintes résiduelles de traction sont dues à une forte élévation de température, très localisée à l'endroit de la séparation du métal.

c) Coupe pure suivie d'un écrouissage de la surface

Dans ce cas, le métal est d'abord coupé, ce qui fait apparaitre des contraintes résiduelles de traction et ensuite, l'arrière de l'outil ou de l'outil suivant (fraisage), frotte sur la surface finie de la pièce. La valeur de la contrainte résiduelle finale sera donc repoussée vers le registre des contraintes de compression, si ce même frottement n'entraîne pas d'élévation substantielle de la température.

SYREN fonde ses explications sur de nombreuses mesures de contraintes résiduelles effectuées par diffraction des rayons X et faites sur des matériaux grenaillés, galetés, fraisés, rabotés et rectifiés. En particulier, un rabotage en coupe ininterrompue sur un échantillon en coin est assimilé au tournage (schéma 1).

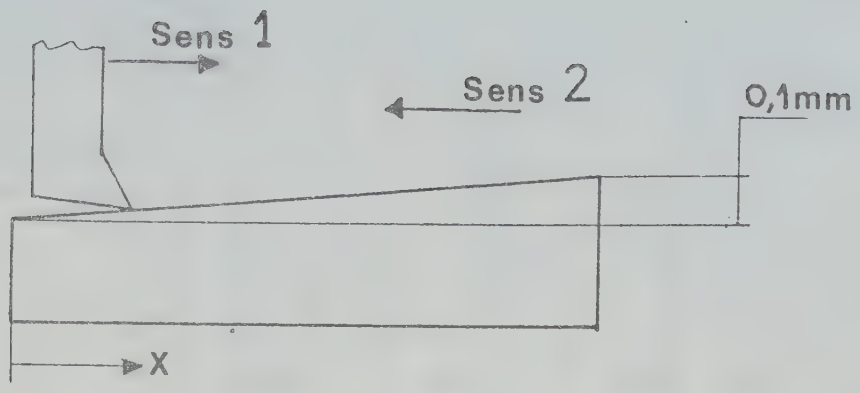


Schéma 1 - Principe du rabotage en coupe ininterrompue

On constate donc qu'au départ, l'outil ne fait que frotter sur la surface. Il en découle de faibles contraintes résiduelles de compression. Dès que l'outil coupe vraiment, la contrainte résiduelle est en traction. La valeur de celle-ci varie très peu avec la profondeur de passe.

Finalement, SYREN définit un schéma permettant de prévoir le signe de la contrainte résiduelle finale en fonction des caractéristiques du mode d'usinage : figure 51.

Dans le cas du tournage, les contraintes résiduelles superficielles seront donc la combinaison d'un écrouissage et d'un enlèvement de matière. Dans la plupart des cas, ce dernier est primordiale, ce qui entraîne des contraintes résiduelles de traction.

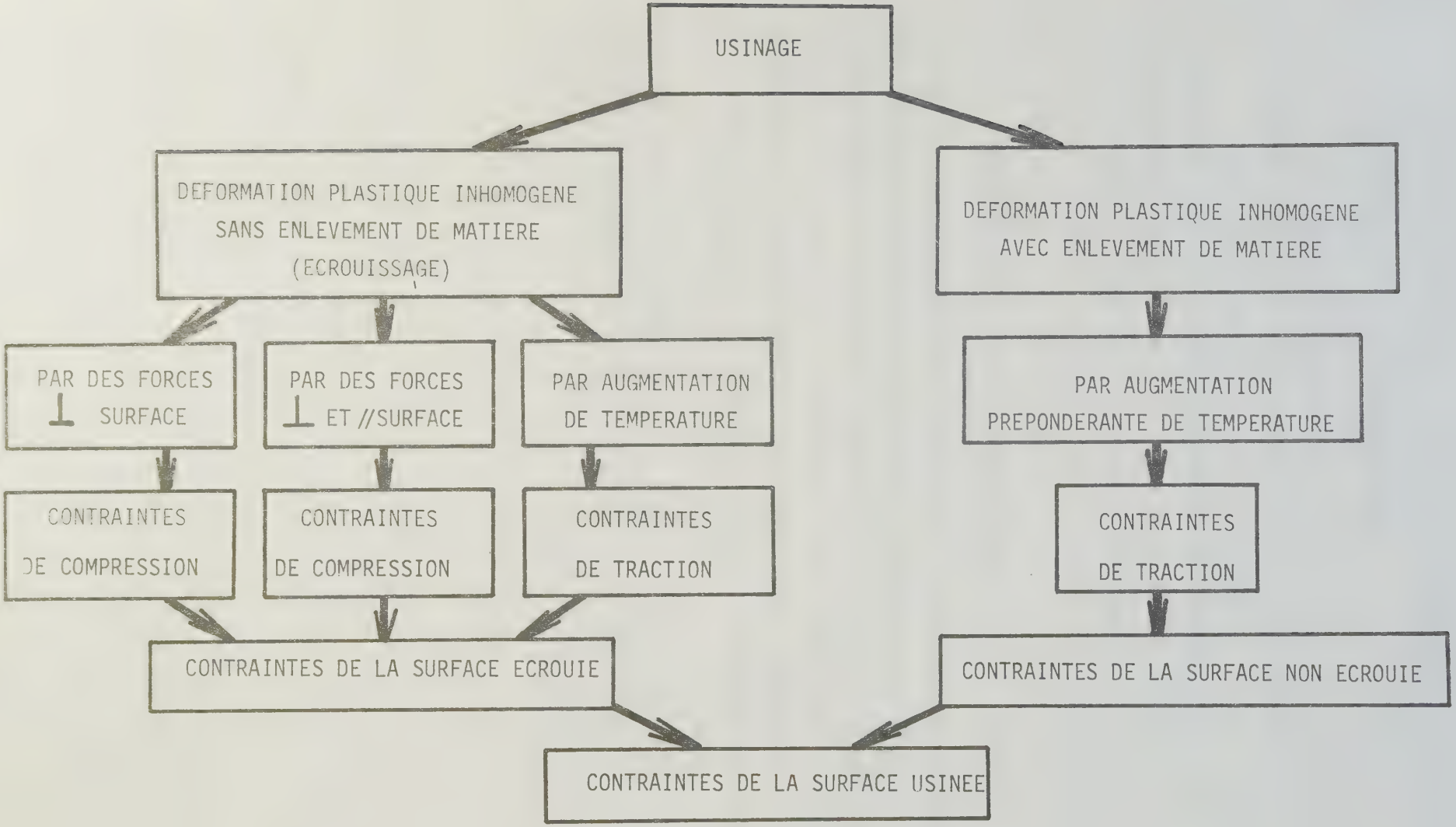
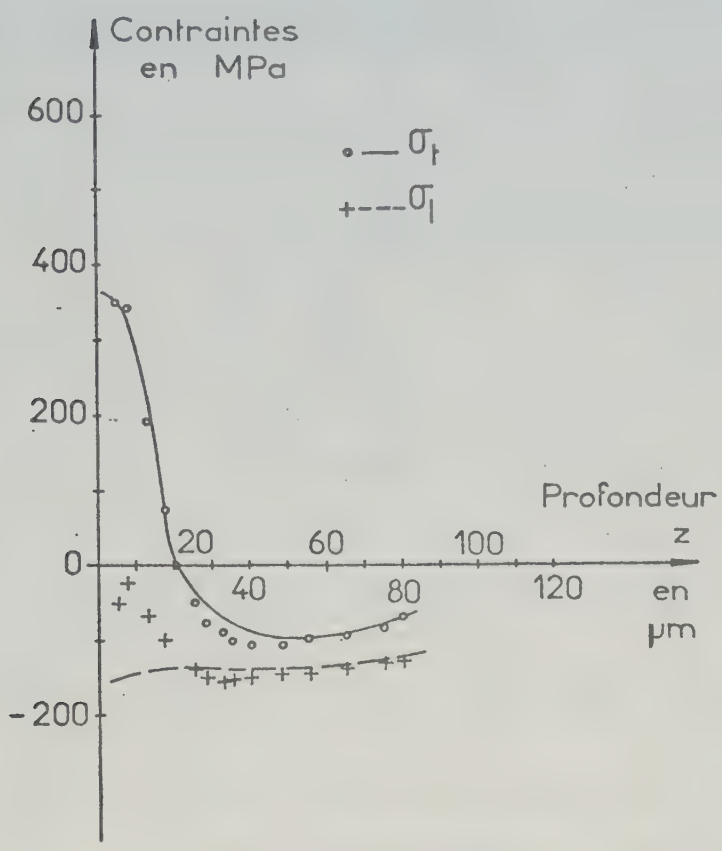


Figure 51 - Caractérisation des contraintes en fonction de l'usinage, d'après [49]

V.1.2.2 - Etude des contraintes résiduelles liées au tournage des aciers

RAO [46, 47] a réalisé ses recherches sur un tube mince en acier XC 45 laminé à chaud. Il utilise une méthode de relaxation pour mesurer les contraintes résiduelles et un outil au carbure pour l'usinage de la pièce.



Conditions de tournage

. Avance par tour 0,24 mm
. Vitesse de coupe 240 m/mn
. Profondeur de passe 1,19 mm
. Outil au carbure
STORA P20 N2
angle de coupe 6°
angle de direction
du plan d'arête χ 90°
rayon du bec d'outil 0,76

∘ σ_t contraintes circonférentielles dans le tube (parallèle aux stries d'usinage),

\+ σ_l contraintes axiales dans le tube (perpendiculaire aux stries d'usinage).

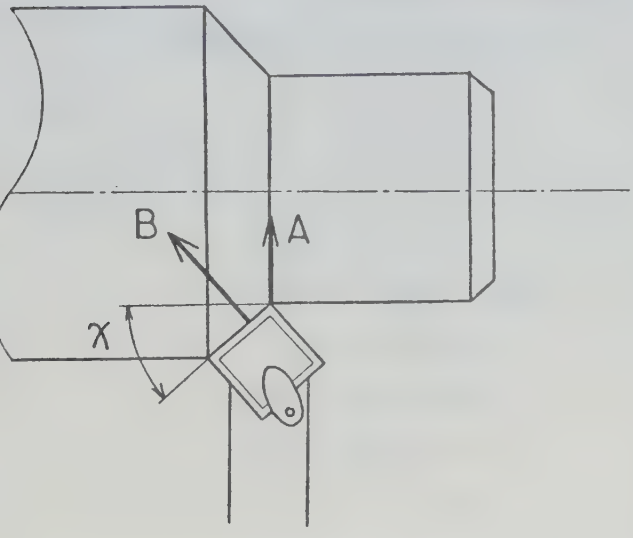
Figure 52 - Contraintes résiduelles dans un tube tourné

La figure 52 montre que les contraintes prédominantes sont dans le sens parallèle aux stries d'usinage. Elles sont de traction et d'environ 400 MPa en surface. Dans le sens perpendiculaire aux stries d'usinage, les contraintes sont de compression de l'ordre de -150 MPa et elles disparaissent pour une profondeur de 40 µm.

La modification de la profondeur de passe de 1,19 à 2,24 mm provoque une une diminution de la profondeur affectée par les contraintes d'environ 10 %. Si l'angle de coupe γ (figure 53) passe de + 6° à - 6° les contraintes résiduelles ne sont pas affectées.

A Direction de l'effort de coupe sur le copeau

B Direction du frottement de l'outil sur la surface usinée



α Angle de dépouille
β Angle de taillant
γ Angle de coupe
χ Angle de direction du plan d'arê

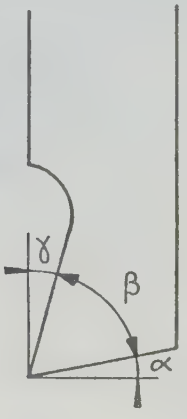


Figure 53 - Définition des angles de coupe et des efforts de coupe

Par contre, un passage de l'angle de direction du plan d'arête χ de 90° à 45° entraîne un accroissement marqué des contraintes résiduelles.

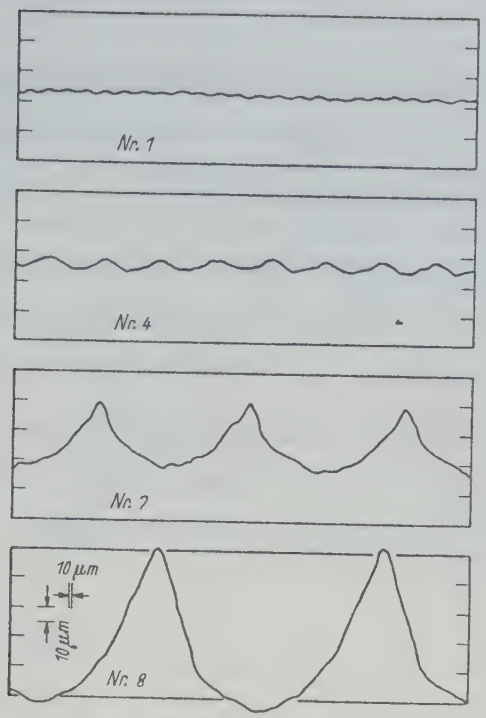
L'étude de l'influence de la vitesse de coupe qui évolue de 15 à 470 m/mn montre que les contraintes augmentent avec la vitesse, ce qui est dû à l'accroissement de la zone de coupe qui contribue à la croissance des contraintes résiduelles de traction.

En conclusion, cette étude montre que :

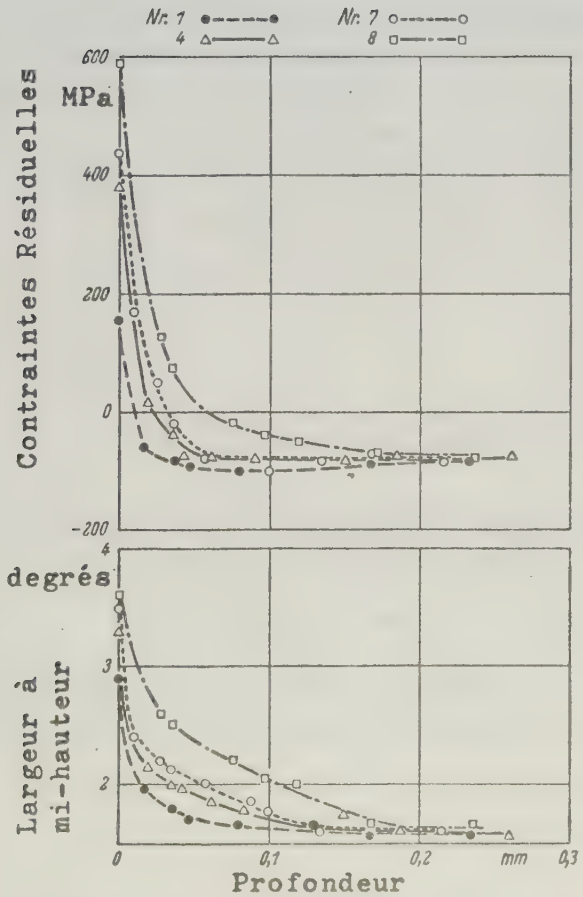
- la vitesse de coupe et l'angle de direction du plan d'arête ont une influence sur les contraintes résiduelless de tension,
- la profondeur de passe et l'angle de coupe γ sont sans influence.

V.1.3 - Etude des contraintes résiduelles introduites par le tournage sur d'autres matériaux

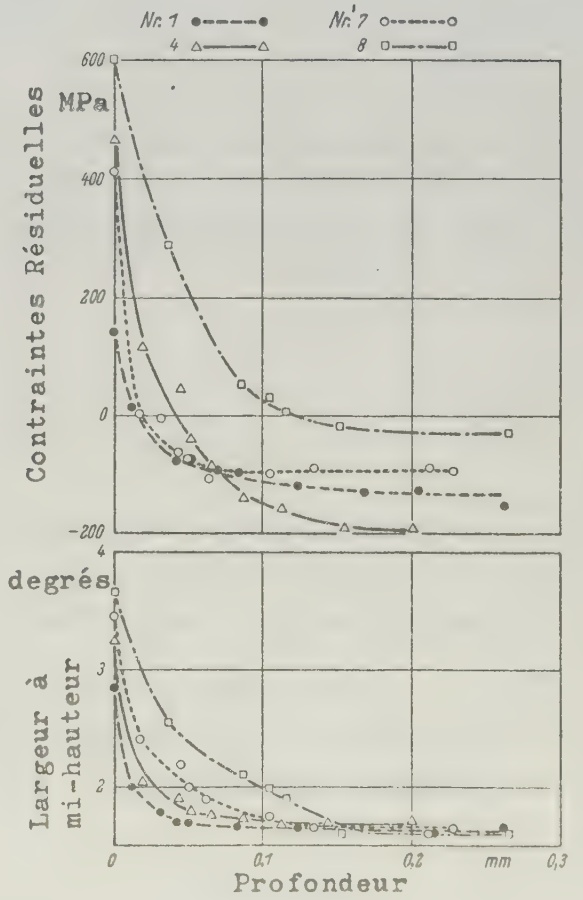
L'acier 100 C6 a fait l'objet d'une étude particulière de SCHREIBER [52] dans le cas de 8 pièces tournées avec des avances différentes (figure 54a). Les contraintes macroscopiques sont étudiées à partir des pics de diffraction correspondant aux plans {211} et à la raie K_α du Chrome, et les microcontraintes sont caractérisées par la largeur à mi-hauteur de ces mêmes pics de diffraction.



a) Variation de l'avance par tour



b) Contraintes perpendiculaires aux stries d'usinage

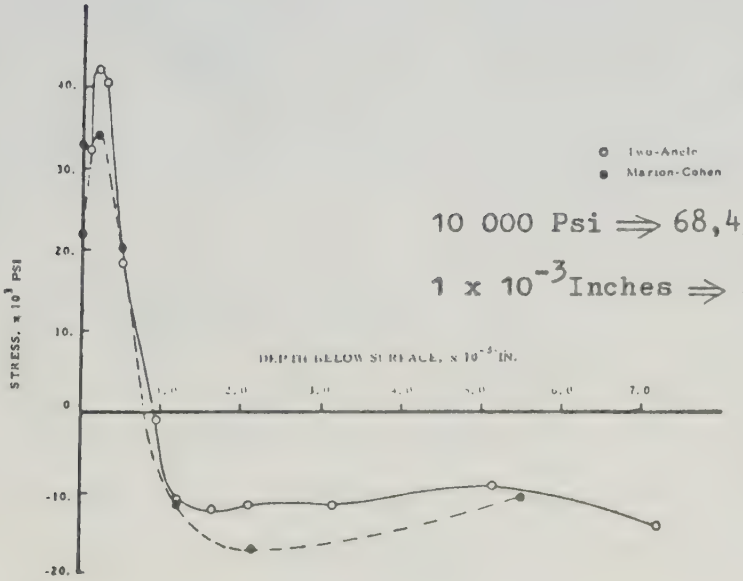


c) Contraintes parallèles aux stries d'usinage

Figure 54 - Contraintes de tournage en fonction de l'avance

La figure 54 b,c représente l'état de contraintes résiduelles et la largeur à mi-hauteur en fonction de la profondeur dans le sens parallèle et dans le sens perpendiculaire aux stries d'usinage. Les contraintes en surface (quelque soit le sens) sont donc toutes de traction et leurs valeurs croissent sensiblement avec l'avance (160 MPa pour la plus faible avance et 600 MPa pour la plus grande). Ces contraintes diminuent très rapidement à une profondeur de 20 à 60 µm. L'écrouissage de la couche suit une évolution parallèle.

PREVEY [53] a fait des essais de tournage grossier sur de l'aluminium 7075 (figure 55). Les contraintes sont déterminées par diffraction X par la méthode de MARION-COHEN [71] ou par la méthode de double exposition [21].



Conditions de tournage

. Avance par tour 0,178 mm
. Vitesse de coupe 610 m/mn
. Profondeur de passe 0,76 mm
. Outil au carbure C3
rayon du bec d'outil 0,76
angle de direction
du plan d'arête X 15°

Figure 55 - Essais sur l'aluminium 7075

Les mesures sont effectuées dans le sens perpendiculaire aux stries d'usinage. Les contraintes résiduelles superficielles sont de traction (150 MPa) et elle décroissent pour une profondeur de 20 µm et s'annulent vers 200 µm.

Par contre, FRANZ [56-57] sur des alliages de titane et NAKAGAWA [55] sur des aciers austénitiques trouvent des contraintes superficielles de compression après le tournage.

V.1.4 - Conclusions

Au travers de ces différentes études, nous obtenons les conclusions suivantes pour le tournage :

- la variation de la profondeur de passe ne doit pas beaucoup affecter les paramètres géométriques d'état de surface à condition d'avoir :

* La valeur minimale de la profondeur de passe supérieure à la profondeur totale de rugosité,

* Des outils à caractéristiques identiques.

- les contraintes résiduelles en surface sont de traction en général dans le cas d'acier au carbone avec un passage en compression pour une profondeur de 20 à 50 µm.
- La profondeur affectée par les contraintes est de l'ordre de 100 à 200 µm dans ces mêmes aciers.
- L'étude de la largeur à mi-hauteur permet de suivre l'évolution de l'écrouissage.

V.2 - ETUDE EXPERIMENTALE

Au cours de ces essais, une étude en surface et en profondeur est réalisée

V.2.1 - Etude en surface

V.2.1.1 - Déroulement des mesures

a) Exemples de mesure

La mesure des contraintes résiduelles s'effectue à partir du relevé des pics de diffraction dont le maximum se déplace selon les valeurs de l'angle ψ.

. Des exemples de relevés de mesures au RIGAKU GEIGERFLEX et au goniomètre CGR sont donnés respectivement, aux tableaux VI et VII.

PSI	SIN2	POSITION	MOYENNE VALEURS
-57.00	0.7033	156.35	
-50.00	0.5868	156.30	
-42.00	0.4477	156.43	
-35.00	0.3289	156.49	
-27.00	0.2061	156.42	
-20.00	0.1169	156.36	
-12.00	0.043	156.35	
0.00	0.000	156.26	156.26
12.00	0.043	156.18	156.255
20.00	0.1169	156.15	156.255
27.00	0.2061	156.08	156.25
35.00	0.3289	155.98	156.235
42.00	0.4477	155.98	156.205
50.00	0.5868	156.04	156.215
57.00	0.7033	156.10	156.225

ORDONNEE A L'ORIGINE: 156.26 +/- 0.01
PENTE: -0.069 +/- 0.024

CONTRAINTE: 21. +/- 7.

Tableau VI - Relevé de mesures au RIGAKU-GEIGERFLEX $\phi = 90°$ pour la pièce LEDF 3

PSI : Angle entre la normale à la pièce et la bissectrice de l'angle entre le rayon incident et le rayon diffracté

SIN2 : $\sin^2 \psi$

POSITION : position du maximum du pic de diffraction

MOYENNE VALEURS : moyenne des valeurs de $2\theta_{\phi\psi}^+$ et $2\theta_{\phi\psi}^-$

$\phi = 90°$: sens parallèle aux stries d'usinage

PSI	SIN2	INTENSITE	LARGEUR	POSITION	B.F	MOYENNE VALEURS
-57.0	0.703368	323.028	0.291E-02	156.10	1.45743	
-50.0	0.586824	308.075	0.295E-02	156.08	1.29483	
-42.0	0.447736	309.032	0.277E-02	156.08	1.16376	
-35.0	0.329990	295.405	0.276E-02	156.06	1.06546	
-27.0	0.206107	268.465	0.292E-02	156.11	0.93626	
-20.0	0.116978	281.045	0.267E-02	156.21	1.12152	
-12.0	0.43E-1	316.993	0.234E-02	156.33	1.07250	
0.000	0.000000	201.393	0.259E-02	156.36	0.91477	156.36
12.00	0.43E-1	217.048	0.255E-02	156.41	0.96589	156.37
20.00	0.116978	271.063	0.286E-02	156.46	0.80097	156.335
27.00	0.206107	249.934	0.277E-02	156.58	0.80566	156.345
35.00	0.329990	282.044	0.265E-02	156.53	0.90396	156.295
42.00	0.447736	345.751	0.295E-02	156.53	0.88703	156.305
50.00	0.586824	208.809	0.288E-02	156.51	0.82074	156.295
57.00	0.703368	159.492	0.269E-02	156.46	0.76680	156.295

ORDONNEE A L'ORIGINE: 156.36 +/- 0.012
PENTE: -0.103 +/- 0.03

CONTRAINTE: 33 +/- 10

INTENSITE : Intensité du maximum du pic de diffraction
LARGEUR : Largeur intégrale en unité du réseau réciproque (pas utilisé ici)
B.F. : Bruit de fond

Tableau VII - Relevé de mesures au goniomètre CGR Ø = 90°

Dans ces deux tableaux nous constatons que les valeurs des contraintes sont sensiblement identiques que l'on utilise un goniomètre CGR pour lequel l'échantillon se déplace ou un goniomètre RIGAKU à faisceau parallèle dont le tube et le détecteur sont mobiles.

b) Ouverture de la courbe $2\theta = f(\sin^2 \psi)$

A partir de résultats de ce genre, deux types de courbes $2\theta = f(\sin^2 \psi)$ sont obtenues suivant que la mesure est faite dans le sens parallèle ou dans le sens perpendiculaire aux stries d'usinage (figure 56).

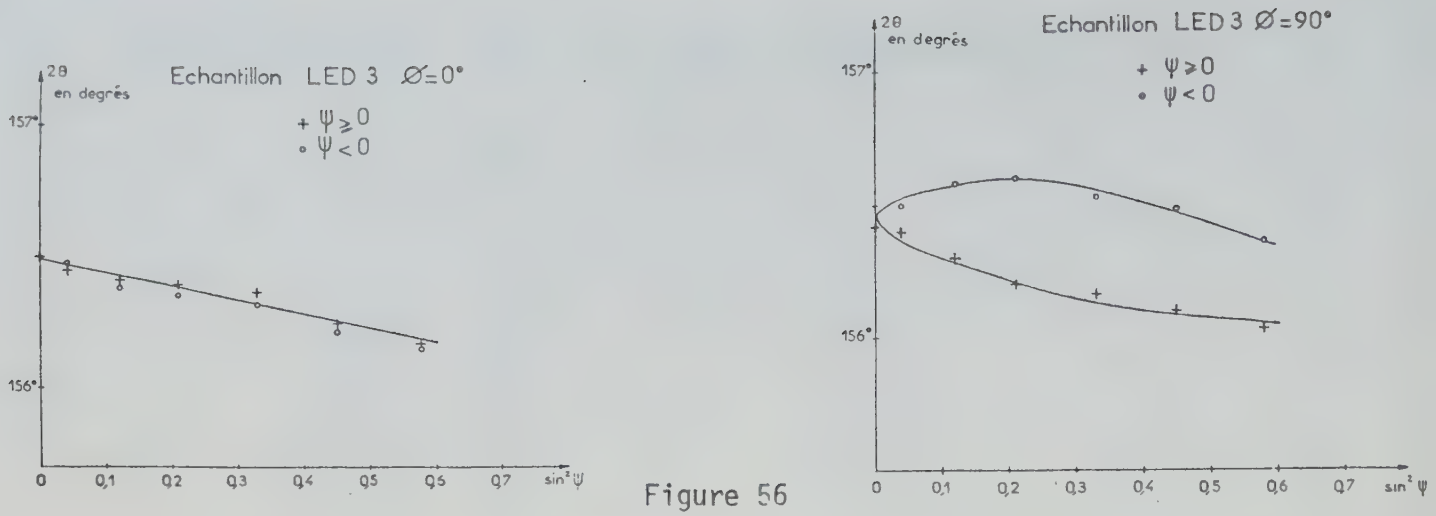


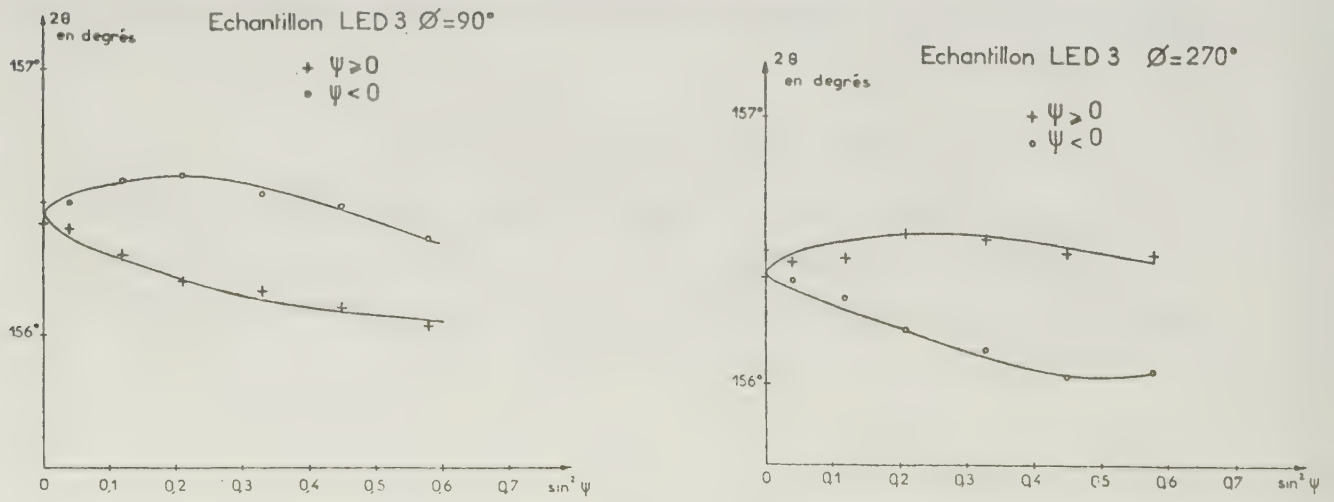
Figure 56

a) Mesure effectuée dans le sens perpendiculaire aux stries d'usinage (P_1)

b) Mesure effectuée dans le sens parallèle aux stries d'usinage (P_2)

On constate une ouverture de la courbe $2\theta = f(\sin^2 \psi)$ dans le sens parallèle aux stries du tournage. Cela a déjà été remarqué mais seulement dans le cas de la rectification plane par YOSHIOKA [43], DOLLE-COHEN [36 à 42] et MACHERAUCH-WOLFSTIEG [62]. Les deux enregistrements pour $\phi = 90°$ et $\phi = 270°$ de la figure 57 montrent que les courbes $2\theta = f(\sin^2 \psi)$ pour $\psi \geq 0$ et $\psi < 0$ s'inversent : cette observation exclut donc le défaut géométrique de positionnement qui pourrait lui aussi conduire à une ouverture.

Celle-ci, caractéristique de la présence d'une contrainte de cisaillement σ_{23} parallèlement aux stries d'usinage (cf. Chapitre III.3) sera étudiée dans le § V.2.2.



a) Courbe $2\theta = f(\sin^2 \psi)$ pour $\phi = 90°$

b) Courbe $2\theta = f(\sin^2 \psi)$ pour $\phi = 270°$

Figure 57 - Vérification de l'inversion des courbes en $\psi \geq 0$ et $\psi < 0$

Dans le cas de ces mesures en surface, nous appliquerons la méthode σ_L et σ_T (§ III.3.3.5).

c) Reproductibilité de la mesure

Pour vérifier la reproductibilité de l'ouverture de la courbe $2\theta = f(\sin^2\psi)$ dans le cas du tournage, nous avons effectué sur chaque série de pièce (figure 58 par exemple LEDF) 12 mesures réalisées avec le même appareillage de diffraction des rayons X.

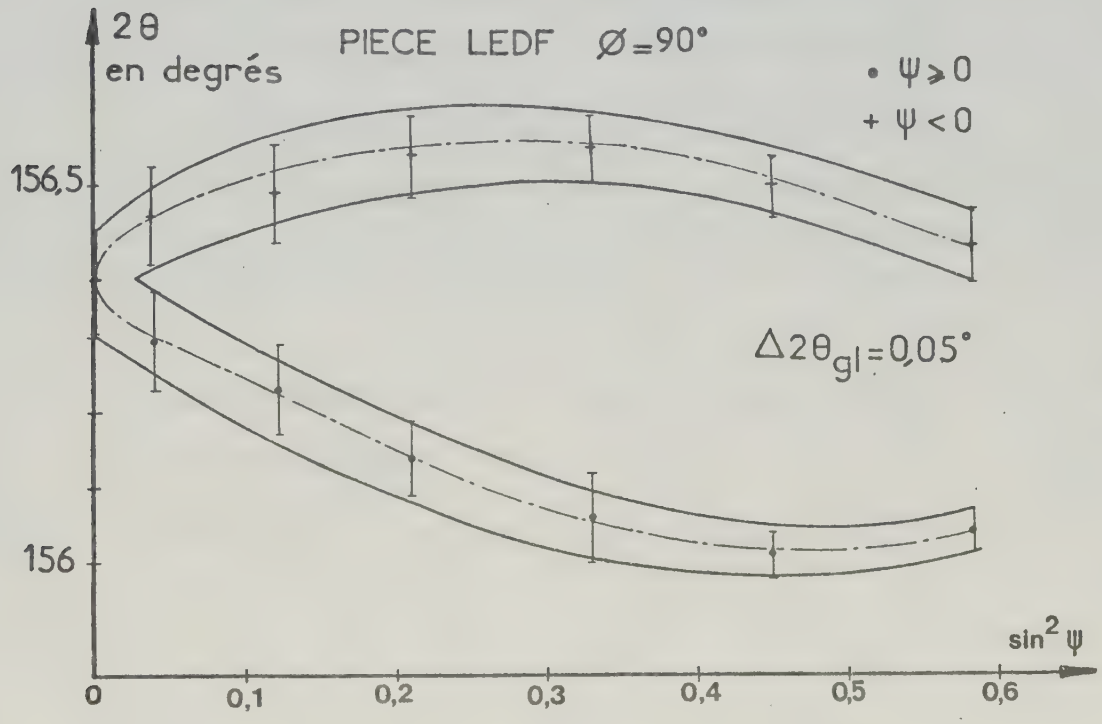


Figure 58 - Reproductibilité des mesures

Nous avons effectué la moyenne $< 2\theta >$ et l'écart-type $\Delta 2\theta$ des 12 mesures de 2θ obtenues, puis nous avons calculé un écart-type global $(\Delta 2\theta)_{gl}$ à partir de la moyenne des écart-types $\Delta 2\theta$ pour chaque valeur de ψ positive et négative. Cette figure montre l'excellente reproductibilité de ces mesures.

V.2.1.2 - Tableau de résultats

Les résultats des mesures des contraintes résiduelles effectuées en fonction des conditions de tournage apparaissent dans le tableau VIII.

Dans les deux cas de mesure de contraintes (σ_L et σ_T) nous avons effectué un test d'identité des populations prises deux à deux, test utilisant

la loi de Fisher-Student avec un risque de 0,05. Ceci permet de vérifier que le paramètre contrainte résiduelle est un moyen de caractériser le mode d'usinage. Pour déterminer la valeur de la contrainte et son écart-type à partir des 12 mesures effectuées sur chaque série de pièces, nous avons utilisé la méthode du maximum de vraisemblance.

	ETATS DE SURFACE					CONTRAINTES	
	μm R_t	μm R_m	μm R_z	μm H_{mo}	μm H_{ma}	MPa σ_T	MPa σ_L
L	34±8	17±4	23±4	9±5	45±9	-39±6	-27±10
LE	16±2	9±1	13±1	8±3	16±2	90±12	172±18
LED	15±2	9±1	12±1	9±2	14±1	120±15	159±11
LEDF	16±2	9±2	14±2	8±2	16±2	76±10	153±10
LD	17±2	10±3	12±2	9±3	16±2	134±10	220±14
LDF	16±3	9±2	13±1	8±2	15±1	151±14	165±11
LEF	18±2	10±2	14±1	9±2	17±3	155±14	110±10

Tableau VIII - Mesure des contraintes résiduelles σ_L et σ_T et des paramètres d'états de surface R_t, R_m, R_z, H_{moy}, H_{max}

Nous avons choisi de caractériser sur les figures 60 et 61 l'évolution des contraintes résiduelles en fonction :

- de l'état de surface (paramètre R_z)
- des différentes combinaisons d'usinage.

V.2.1.3 - Discussion

a) Sens perpendiculaire aux stries d'usinage (σ_L)

Sur la figure 60a, on constate que les contraintes résiduelles dans le sens perpendiculaire aux stries d'usinage varient entre 220 MPa pour une une pièce "Laminée-Demi-finie" à 110 MPa pour une pièce "Laminée-Ebauchée-Finie" avec une précision de 10 à 20 MPa.

Le paramètre géométrique R_z (hauteur moyenne des irrégularités) pris comme exemple évolue entre 12 et 14 µm avec une précision de 1 à 2 µm. Le tableau VIII indique les variations des quatre autres paramètres :

15 µm ⩽ R_t ⩽ 18 µm	précision 2 à 3 µm
9 µm ⩽ R_m ⩽ 10 µm	précision 1 à 3 µm
8 µm ⩽ H_{moy} ⩽ 9 µm	précision 2 à 3 µm
14 µm ⩽ H_{max} ⩽ 17 µm	précision 1 à 3 µm

Ces cinq paramètres géométriques restent donc sensiblement constants lors d'un usinage par tournage et à profondeur de passe variable (figure 59) et ceci quel que soit le procédé d'usinage choisi.

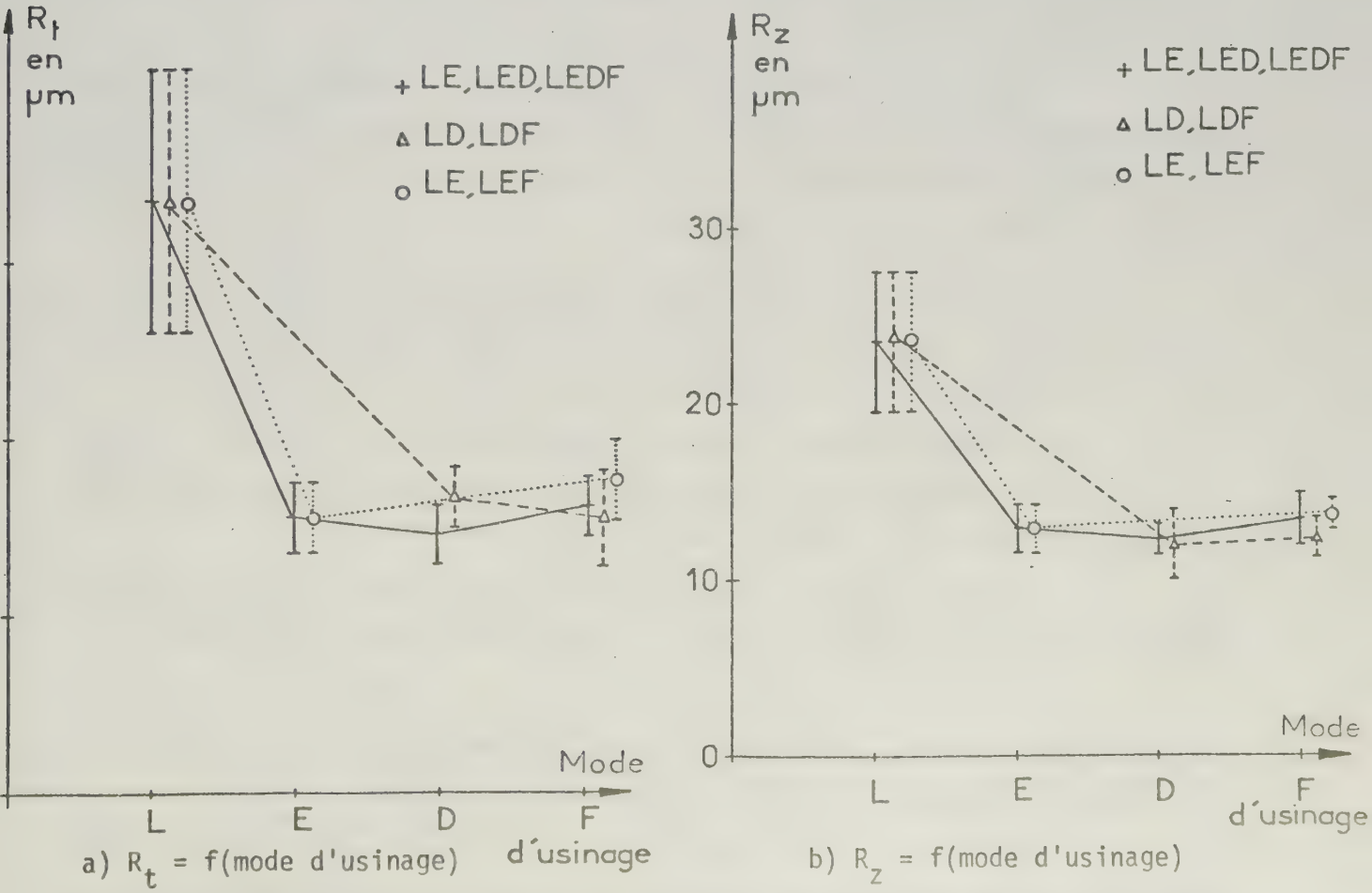


Figure 59 - Mesure des paramètres géométriques en fonction des différentes combinaisons d'usinage

L'état de surface des pièces se différencie donc mieux par la valeur des contraintes résiduelles que par celle des paramètres géométriques.

- Sur la figure 60b, on remarque que le premier mode d'usinage (ébauche ou demi-finition) après le laminage introduit des contraintes résiduelles variant de 220 MPa pour une pièce "Laminée-Demi-finie" à 170 MPa pour une pièce "Laminée-Ebauchée" avec un écart-type de 14 à 18 MPa.

Par contre, le deuxième mode d'usinage (demi-finition ou finition) ramène ces contraintes résiduelles à des valeurs comprises entre 110 MPa pour une pièce "Laminée-Ebauchée-Finie" et 165 MPa pour une pièce "Laminée-Demi-finie-Finie".

Le troisième mode d'usinage (finition) réduit encore la valeur de la contrainte résiduelle à 150 MPa pour une pièce "Laminée-Ebauchée-Demi-finie-Finie"

Nous observons une réduction de 10 à 20 % des contraintes résiduelles grâce à l'utilisation d'un deuxième ou d'un troisième mode d'usinage.

b) Sens parallèle aux stries d'usinage (σ_T)

- Sur la figure 61a on note que les contraintes résiduelles dans le sens parallèle aux stries d'usinage varient entre 90 MPa pour une pièce "Laminée-Ebauchée" et 155 MPa pour une pièce "Laminé-Ebauchée-Finie" avec une précision de 10 à 15 MPa.

Dans ce cas également, les contraintes résiduelles caractérisent mieux la surface usinée des pièces que les paramètres géométriques. Mais ces contraintes ont des valeurs plus faibles que dans le sens perpendiculaire aux stries d'usinage.

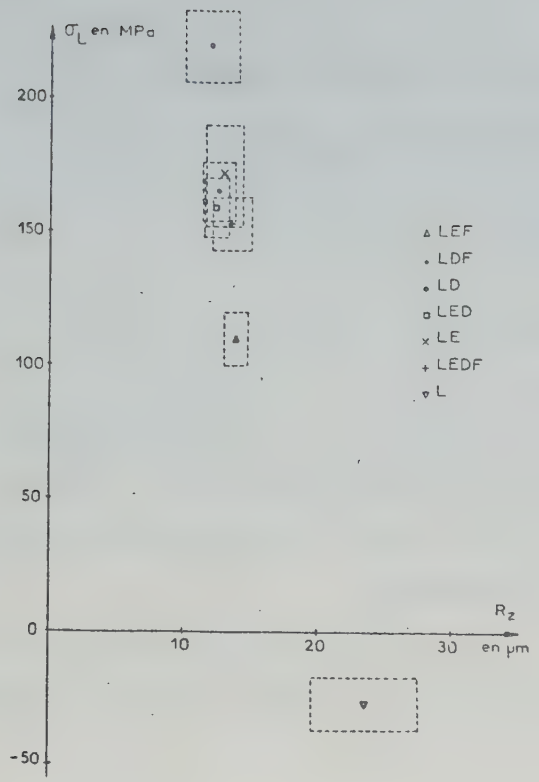
- Sur la figure 61b, on voit que le premier mode d'usinage (ébauche ou demi-finition) introduit des contraintes résiduelles de 135 MPa pour une pièce "Laminée-Demi-finie" à 90 MPa pour une pièce "Laminée-Ebauchée".

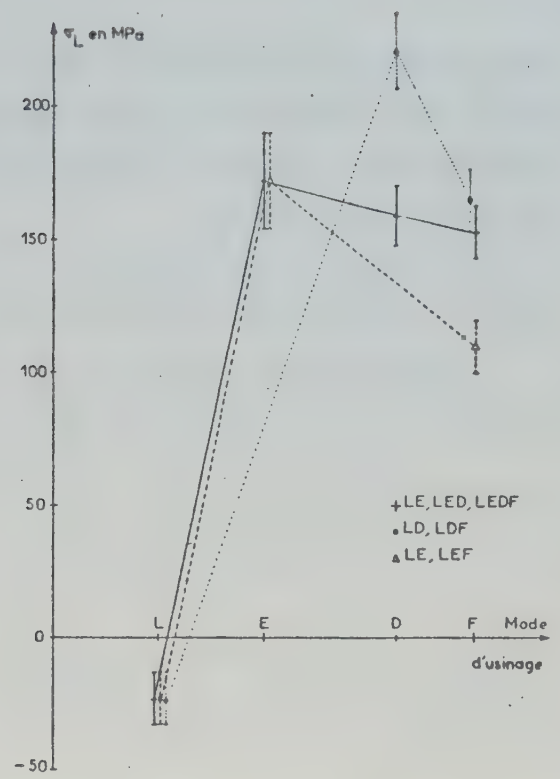
Le deuxième mode d'usinage (demi-finition ou finition) augmente ces contraintes résiduelles (155 MPa pour une pièce "Laminée-Ebauchée-Finie" à 120 MPa pour une pièce "Laminée-Ebauchée-Demi-finie").

Le troisième mode d'usinage (finition) réduit les contraintes résiduelles à 76 MPa pour une pièce "Laminée-Ebauchée-Demi-finie-Finie".

L'évolution de σ_T en fonction du mode d'usinage est différente de celle observée pour σ_L. En effet, pour σ_T, le 2ème mode d'usinage augmente les contraintes résiduelles et le troisième mode les diminue.

Enfin, sur les figures 60b et 61b, on voit que si le premier mode d'usinage est la Demi-finition au lieu de l'Ebauche les contraintes résiduelles passent de 170 MPa à 220 MPa dans le cas de σ_L et de 90 MPa à 135 MPa dans le cas de σ_T. Le fait de diminuer la profondeur de passe entraîne une augmentation

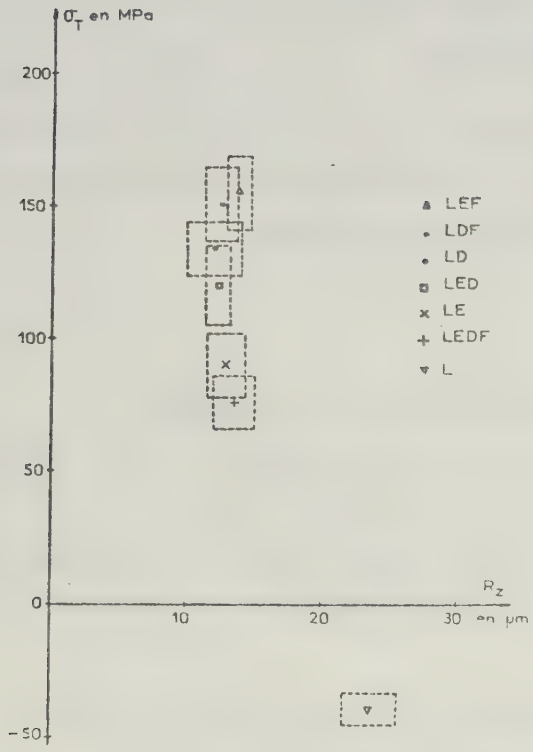


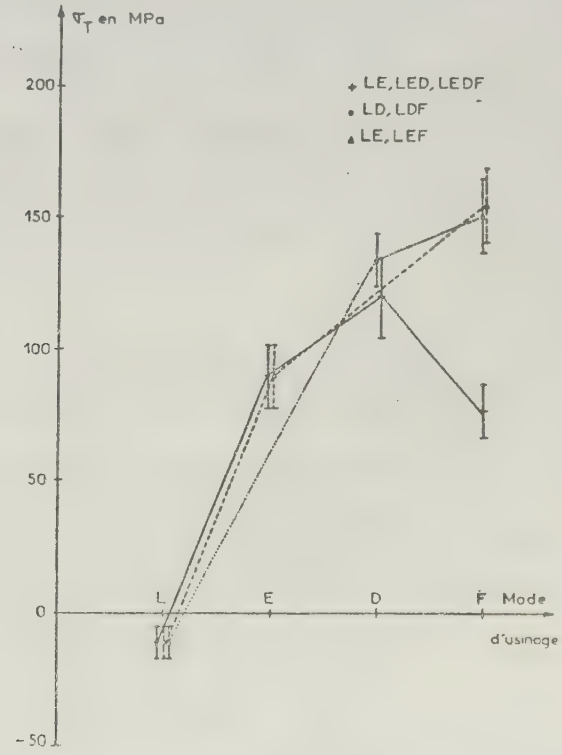


a) σ_L = f(paramètre d'état de surface)

b) σ_L = f(mode d'usinage)

Figure 60 - Mesure des contraintes résiduelles en fonction de l'évolution de la pièce - Sens perpendiculaire aux stries d'usinage





a) σ_T = f(paramètre d'état de surface)

b) σ_T = f(mode d'usinage)

Figure 61 - Mesure des contraintes résiduelles en fonction de l'évolution de la pièce - Sens parallèle aux stries d'usinage

des contraintes résiduelles. Ceci s'explique car l'effort de coupe sur le copeau est moindre alors que l'effort de frottement de l'outil sur la face usinée reste identique (figure 53). Le concept général de SYREN (figure 51) explique ce résultat.

V.2.1.4 - Conclusions sur les résultats en surface

- Au niveau du tournage

. Pour un acier XC 38, les contraintes résiduelles en surface dues au tournage sont de traction quel que soit le sens de mesure (σ_L ou σ_T) et quel que soit le mode d'usinage. Elles sont plus importantes dans le sens perpendiculaire aux stries d'usinage.

Ces résultats sont conformes aux analyses effectuées par les auteurs cités sauf pour RAO qui trouvent des contraintes σ_L de compression mais par une méthode de relaxation des contraintes.

. Une diminution de la profondeur de passe entraîne une augmentation des contraintes résiduelles, ce qui recoupe les conclusions de RAO et de SYREN. En revanche, les paramètres géométriques de la surface ne sont pas modifiés.

. La gamme d'usinage utilisée pour effectuer une pièce influe sur la valeur finale des contraintes résiduelles.

. Les paramètres géométriques ne permettent pas de caractériser valablement la surface d'une pièce alors que les contraintes résiduelles peuvent nous donner une idée du mode d'usinage subi par la pièce.

- Au niveau de la mesure

. Les auteurs cités n'ont utilisé dans le cadre de la méthode par diffraction des rayons X que les valeurs de ψ positives. Or d'après notre étude, il apparait nécessaire dans le cas du tournage d'enregistrer les pics de diffraction pour les valeurs de ψ positives et négatives du fait de l'ouverture des courbes en $\sin^2 \psi$ comme on le fait systématiquement pour la rectification.

Cette ouverture révèle donc la présence de contraintes de cisaillement ce que nous allons étudier dans le paragraphe suivant.

V.2.2 - Etude en profondeur

V.2.2.1 - Déroulement des mesures

a) Exemples de mesures

Afin d'étudier l'influence des contraintes de cisaillement et l'effet de l'usinage, nous emploierons la méthode de DOLLE-COHEN-HAUK (§III.3.3.3) pour calculer les états de contraintes $\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33}, \sigma_{12}, \sigma_{13}, \sigma_{23}$.
Le programme de la figure 23 permet d'obtenir sur calculateur le tenseur des déformations et des contraintes (tableau IX).

DF 5/1 140 MICRONS DE PROFONDEUR

TENSEUR DES DEFORMATIONS

-200. +/- 141.	253. +/- 191.	-31. +/- 85.
253. +/- 191.	-33. +/- 86.	59. +/- 58.
-31. +/- 85.	59. +/- 58.	15. +/- 29.

TENSEUR DES CONTRAINTES

$2\theta_o = 156{,}316$

-58. +/- 30.	43. +/- 33.	-5. +/- 15.
43. +/- 33.	-30. +/- 24.	10. +/- 10.
-5. +/- 15.	10. +/- 10.	-21. +/- 19.

CONTRAINTE EQUIVALENTE(MPA) = 85. +/- 88.

CONTRAINTE HYDROSTATIQUE(MPA) = -37. +/- 14.

Tableau IX - Calcul du tenseur des déformations et des contraintes

b) Détermination de l'angle de diffraction $2\theta_o$

Nous avons vu que l'emploi de la méthode de DOLLE-COHEN-HAUK nécessite la détermination de $2\theta_o$ (angle de diffraction pour un matériau non contraint).
Nous supposerons que :

- A partir d'une certaine profondeur (> 1 mm) la matière a une composition uniforme et qu'elle ne présente plus de contraintes.
- La valeur de $2\theta_o$ est identique à la surface de la pièce usinée et à l'emplacement où l'on effectue la mesure.

La barre d'XC 38 ayant subi un recuit de normalisation après le laminage sera utilisé pour effectuer cet essai. Un échantillon est prélevé dans la barre brute de laminage. Pour éviter d'être dans la partie décarburée située sous la surface laminée nous effectuons un méplat par rectification d'une profondeur de 4 mm. Ensuite, pour éliminer les contraintes résiduelles dues à la rectification, nous effectuons un polissage électrolytique jusqu'à une profondeur de 500 µm.

* Mesure et calcul de θ_o

Nous effectuons les mesures pour $\phi = 0°, 90°$

La loi des $\sin^2 \psi$ nous donne :

$$2\theta_{\phi\psi} = 2\theta_o - \frac{1}{2} S_2 \left[\frac{\cotg \theta}{2} \frac{\pi}{180}\right]^{-1} \sigma_\phi \sin^2\psi - S_1 \left[\frac{\cotg \theta}{2} \frac{\pi}{180}\right]^{-1} (\sigma_{11} + \sigma_{22}) \qquad (V.35)$$

Pour la valeur $\psi = 0$ nous obtenons l'ordonnée à l'origine $2\theta^\circ_{\phi\psi}$

$$2\theta_o = 2\theta^\circ_{\phi\psi} + S_1 \left[\frac{\cotg \theta}{2} \frac{\pi}{180}\right]^{-1} (\sigma_{11} + \sigma_{22}) \qquad (V.36)$$

Ici, la valeur de σ_{11} correspond à la valeur mesurée $\sigma_{\phi = 0°}$ et la valeur σ_{22} correspond à la valeur mesurée $\sigma_{\phi = 90°}$

Nous avons les résultats suivants :

$2\theta^\circ_{\phi\psi} = 156{,}301 \pm 0{,}021$ pour $\phi = 0°$

$= 156{,}305 \pm 0{,}015$ pour $\phi = 90°$

donc, $\sigma_{11} = \sigma_{\phi = 0°} = -15 \pm 11$ MPa

$\sigma_{22} = \sigma_{\phi = 90°} = -9 \pm 16$ MPa

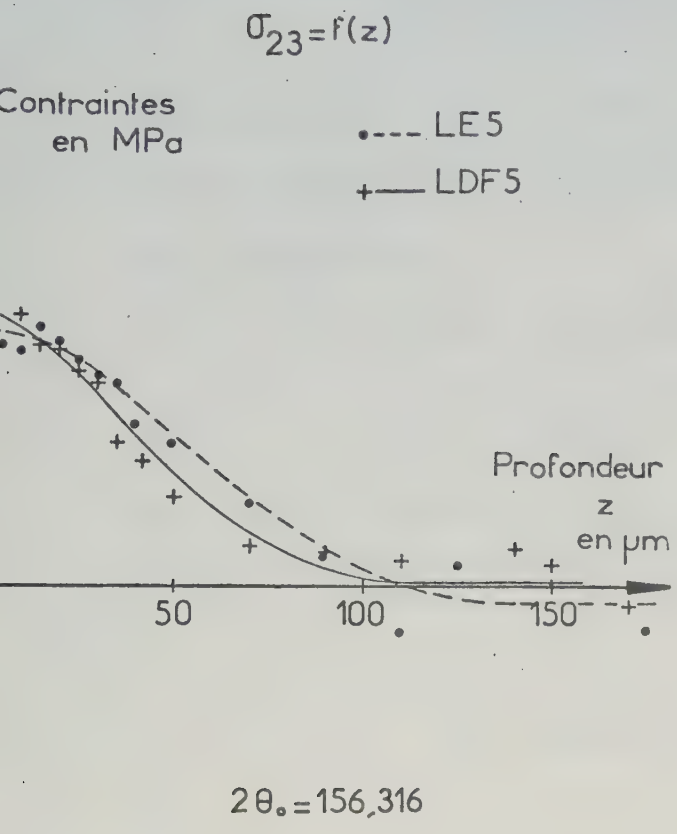
On en déduit :

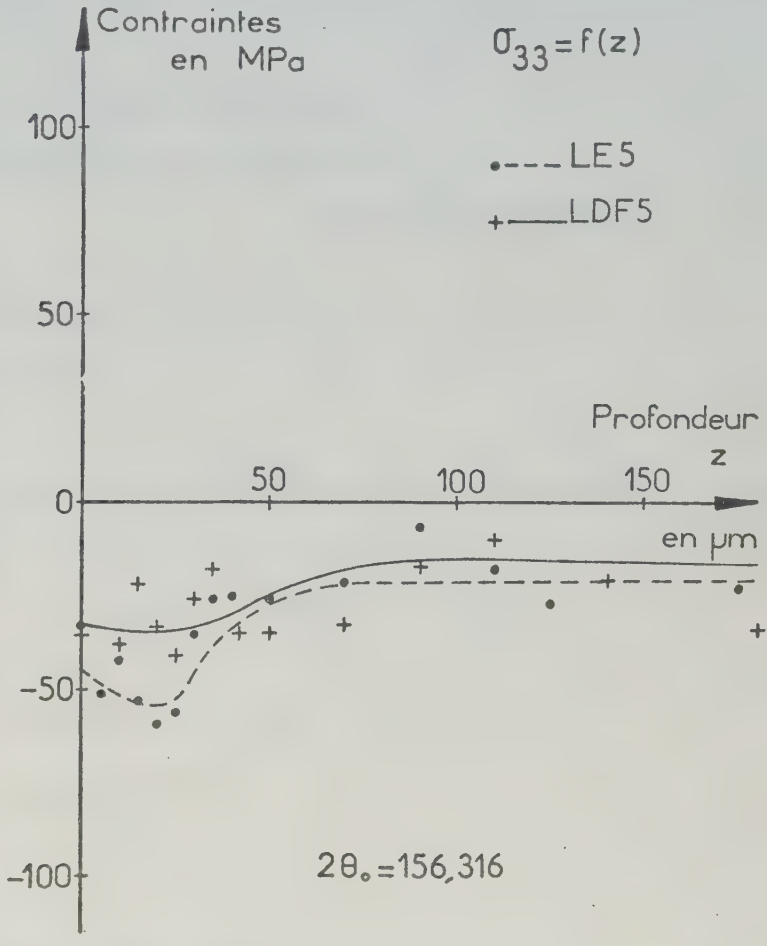
$2\theta_o = 156{,}316°$

DOLLE [32] et YOSHIOKA [43] ayant des matériaux qui ont subi un traitement thermique sont obligés de prendre une poudre recuite pour effectuer cette mesure.

* Etude des courbes $\sigma_{23} = f_{(z)}$ et $\sigma_{33} = f_{(z)}$

Au cours des essais en profondeur, nous avons tracé les courbes σ_{23} et σ_{33} en fonction de la profondeur (figure 62 : exemple des pièces LDF5 et LE5) avec la valeur $2\theta_o = 156{,}316°$.





a) σ_{23} = f(profondeur)

b) σ_{33} = f(profondeur)

Figure 62 - Etude de σ_{23} et σ_{33} en fonction de la profondeur

. La contrainte σ_{23} est liée au frottement de l'outil sur la pièce. Sa présence annule l'hypothèse de biaxialité des contraintes qui nous permet d'utiliser la loi des $\sin^2 \psi$. Cette contrainte disparait pour environ 100 µm (figure 62a),

. La contrainte σ_{33} est liée également au frottement et disparaît pour 100 µm également (figure 62b). Elle est toujours de faible valeur (inférieure à -50 $\pm$ 20 MPa). On constate cependant que la valeur de σ_{33} ne s'annule pas ($\simeq$ -20 MPa) alors que celle de σ_{23} est nulle.

A partir d'une profondeur où le matériau est non contraint, l'hypothèse de biaxialité est vérifiée donc nous devons avoir $\sigma_{13} = \sigma_{23} = \sigma_{33} = 0$. Le fait que σ_{33} ne s'annule pas en même temps que σ_{23} est dû à une mauvaise valeur de l'angle de diffraction $2\theta_o$ qu'il faut donc corriger.

Pour cela, nous effectuons une moyenne des valeurs de σ_{33} entre 90 µm et 180 µm de profondeur pour les deux pièces LDF5 et LE5, qui conduit à -20 MPa.

* Calcul du nouveau $2\theta_o$

A partir de l'expression (III.20) et en prenant le cas où $\phi = 0°$, nous en déduisons :

$$2\theta_{\phi\psi} = 2\theta_o + \frac{1}{K_1}\left[\sigma_{11}\sin^2\psi + \sigma_{33}\cos^2\psi + \sigma_{13}\sin 2\psi\right] + \frac{1}{K_2}\left[\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}\right] \qquad (V.37)$$

avec $$\frac{1}{K_1} = -\frac{1}{2}S_2\left[\frac{\cotg\theta}{2}\ \frac{\pi}{180}\right]^{-1}$$

$$\frac{1}{K_2} = -S_1\left[\frac{\cotg\theta}{2}\ \frac{\pi}{180}\right]^{-1}$$

Si $\psi = 0$, nous obtenons l'ordonnée à l'origine $2\theta°$

$$2\theta^\circ_{\phi\psi} = 2\theta_o + \frac{\sigma_{11}+\sigma_{22}}{K_2} + \sigma_{33}\left(\frac{1}{K_2} + \frac{1}{K_1}\right) \qquad (V.38)$$

$$2\theta^\circ_{\phi\psi} = 2\theta_o + \frac{(\sigma_{11} - \sigma_{33}) + (\sigma_{22} - \sigma_{33})}{K_2} + \sigma_{33}\left(\frac{3}{K_2} + \frac{1}{K_1}\right) \qquad (V.39)$$

Dans cette relation, nous avons K_2, K_1, $2\theta^\circ_{\phi\psi}$ qui restent constants de même que $(\sigma_{11} - \sigma_{33})$ et $(\sigma_{22} - \sigma_{33})$ qui sont les contraintes mesurées et qui sont indépendantes de $2\theta_o$. Il en résulte :

$$\sigma_{33}^{\text{réelle}} = 2\theta^\circ_{\phi\psi} - 2\theta_o - \frac{(\sigma_{11} - \sigma_{33}) + (\sigma_{22} - \sigma_{33})}{K_2}\ \frac{1}{\frac{3}{K_2} + \frac{1}{K_1}} \qquad (V.40)$$

$$\sigma_{33}^{\text{mesurée}} = 2\theta^\circ_{\phi\psi} - (2\theta_o + \Delta 2\theta_o) - \frac{(\sigma_{11} - \sigma_{33}) + (\sigma_{22} - \sigma_{33})}{K_2}\ \frac{1}{\frac{3}{K_2} + \frac{1}{K_1}} \qquad (V.41)$$

où $\sigma_{33}^{réelle}$ est la valeur recherchée après correction (ici 0MPa)

$\sigma_{33}^{mesurée}$ est la valeur de σ_{33} avant correction

$$\sigma_{33}^{mesurée} - \sigma_{33}^{réelle} = - \Delta 2\theta_o \frac{1}{\frac{3}{K_2} + \frac{1}{K_1}} \qquad (V.42)$$

$$\Delta 2\theta_o = (\sigma_{33}^{réelle} - \sigma_{33}^{mesurée})(\frac{3}{K_2} + \frac{1}{K_1})$$

Dans notre cas K_2 = 1 449 MPa /degré

K_1 = - 308 MPa /degré

Nous obtenons donc :

$$2\theta_o^{réel} = 2\theta_o^{mesuré} - \Delta 2\theta_o$$

soit $\underline{2\theta_o^{réel} = 156{,}339}$

Dans toute la suite de nos essais, nous emploierons cette valeur. Le tableau X donne un exemple de résultats où la correction a été effectuée.

LDF 5/1 140 MICRONS DE PROFONDEUR

TENSEUR DES DEFORMATIONS

-158. +/- 141.	253. +/- 191.	-31. +/- 85.
253. +/- 191.	9. +/- 86.	59. +/- 58.
-31. +/- 85.	59. +/- 58.	57. +/- 29.

TENSEUR DES CONTRAINTES

-37. +/- 30.	43. +/- 33.	-5. +/- 15.
43. +/- 33.	-9. +/- 24.	10. +/- 10.
-5. +/- 15.	10. +/- 10.	-0. +/- 19.

CONTRAINTE EQUIVALENTE(MPA) = 85. +/- 88.

CONTRAINTE HYDROSTATIQUE(MPA) = -15. +/- 14.

Tableau X - Résultats après correction de l'angle de diffraction $2\theta_o$ (à comparer avec le tableau IX)

* Calcul de l'incertitude sur 2 θ_o

Pour calculer les incertitudes sur les valeurs obtenues dans la matrice des contraintes par la méthode de DOLLE-HAUK-COHEN, nous devons déterminer l'incertitude $\delta 2\,\theta_o$. Nous avons calculé la variance sur l'expression (V.36)

$$(\delta 2\,\theta_o)^2 = (\delta 2\,\theta^\circ_{\phi\psi})^2 + \left[S_1 \left[\frac{\cotg\,\theta}{2}\,\frac{\Pi}{180}\right]^{-1}\right]^2 (\delta\,\sigma_{11})^2 + (\delta\,\sigma_{22})^2 \qquad (V.43)$$

avec $\delta 2\,\theta^\circ_{\phi\psi} = 0{,}018°$

$$S_1\left[\frac{\cotg\,\theta}{2}\,\frac{\Pi}{180}\right]^{-1} = -\,690 \times 10^{-6}\ \text{MPa}^{-1}$$

$$\delta\,\sigma_{11} = 11\ \text{MPa}$$

$$\delta\,\sigma_{22} = 16\ \text{MPa}$$

On obtient : $\delta 2\,\theta_o = 0{,}021°$

V.2.2.2 - Résultats des essais

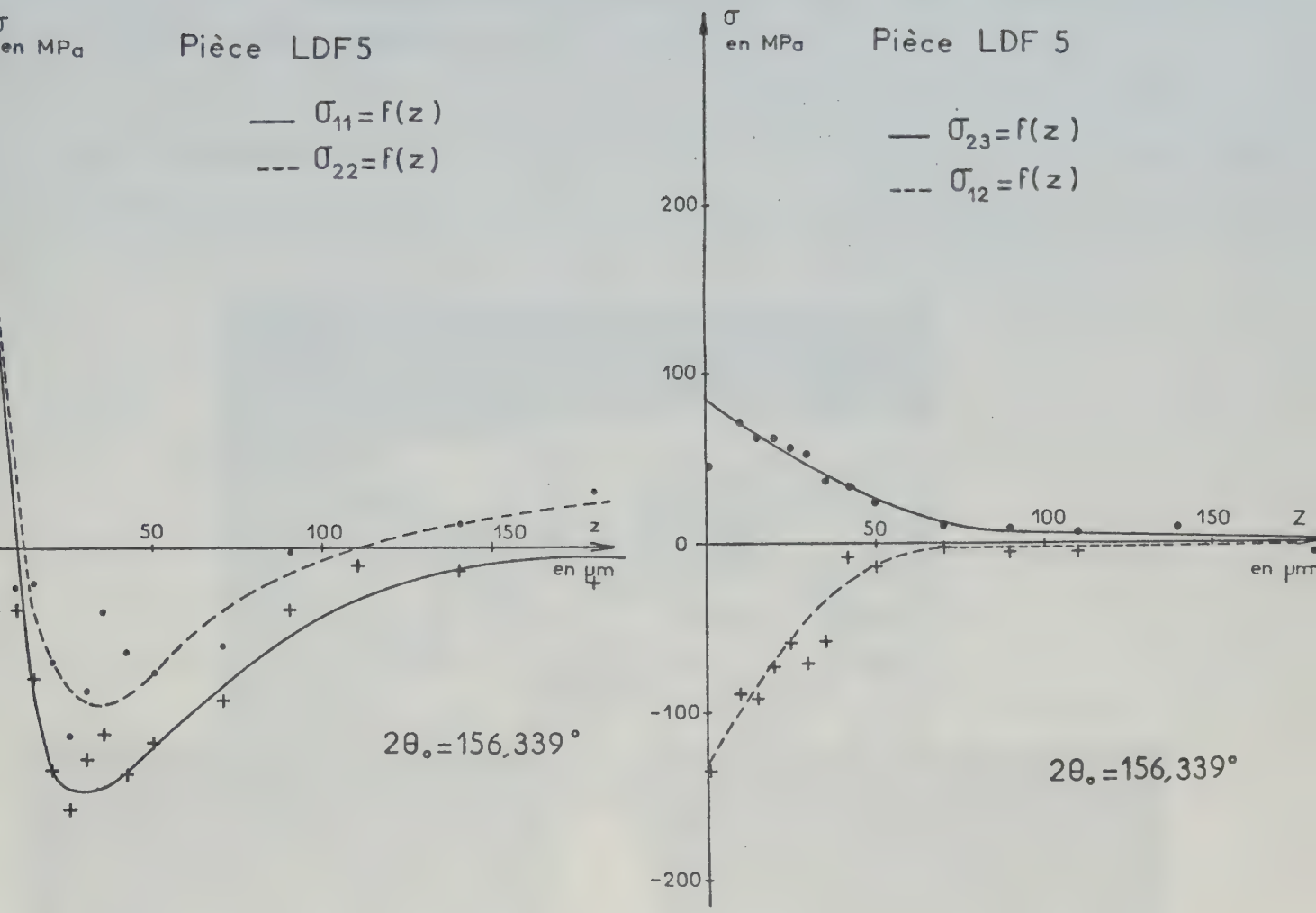
Les mesures sont réalisées sur une pièce de chaque série. Nous présenterons ici, les résultats pour la pièce LDF5 par exemple, les autres étant sensiblement identiques.

- sur la figure 63a, on constate que les contraintes σ_{11} et σ_{22} sont de formes semblables. Ces contraintes sont de traction à la surface, s'annulent pour une profondeur de 10 à 15 µm, présentent un maximum de compression pour une profondeur de 20 à 30 µm et s'annulent pour une profondeur de 150 à 200 µm.

  La forme de ces courbes peut s'expliquer à partir du concept général de SYREN comme une combinaison suivant la profondeur des déformations plastiques inhomogènes avec enlèvement de matière et de l'écrouissage. En surface, l'enlèvement de matière est primordial d'où les contraintes de traction.

  En-dessous, l'effet de l'écrouissage devient plus important d'où les contraintes de compression.

- Sur la figure 63b, on constate la présence de contraintes de cisaillement σ_{23} et σ_{12} en fonction de la profondeur. La contrainte σ_{12} est de compression et s'annule pour une profondeur de 75 µm.



a) σ_{11} et σ_{22} en fonction de la profondeur

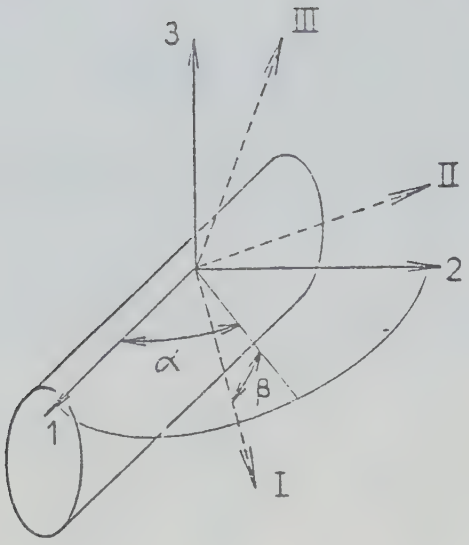
b) σ_{12} et σ_{23} en fonction de la profondeur

Figure 63 - Courbes des contraintes en fonction de la profondeur

La contrainte σ_{23} est de traction et s'annule pour une profondeur de 75 µm. Comme nous l'avons vu, le fait que la courbe $2\theta = f(\sin^2 \psi)$ présente une ouverture est dû à la présence d'un terme en σ_{13} et σ_{23}. En tournage, le terme σ_{13} est nul. L'ouverture de la courbe $2\theta = f(\sin^2 \psi)$ est uniquement due à la contrainte de cisaillement σ_{23}.

Les contraintes σ_{12} et σ_{23} entraînent une rotation du repère principal par rapport au repère de la pièce (Figure 64) :

- contrainte σ_{12} : rotation α dans le plan 12
- contrainte σ_{23} : rotation β



$\sigma_{12} \Rightarrow \alpha$

$\sigma_{23} \Rightarrow \beta$

1, 2, 3 Repère de la pièce

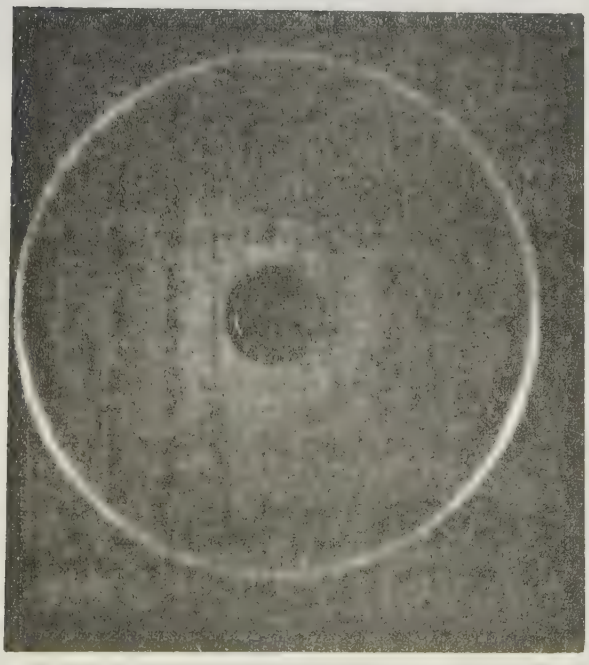
I,II,III Repère principal

Figure 64 - Rotation des repères

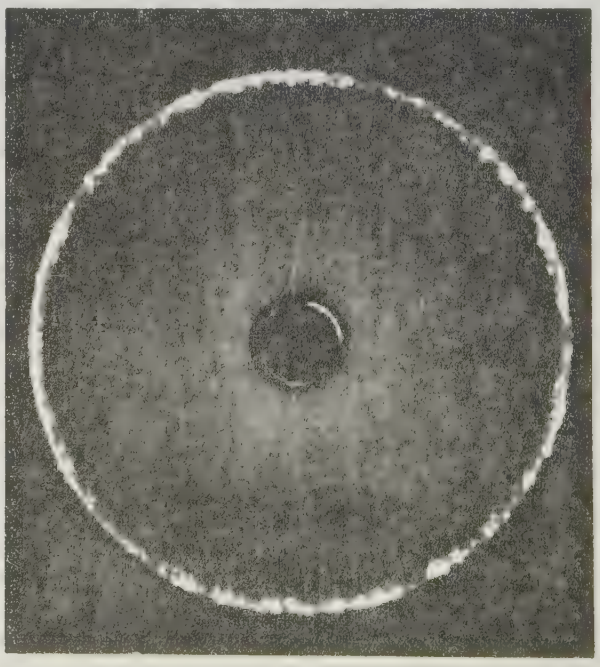
V.2.2.3 - Influence de l'écrouissage

a) Diagrammes en retour

L'effet de l'écrouissage sur les raies en retour est montré sur la figure 65.



a) Diffraction à la surface de la pièce.



b) Diffraction à 170 µm de la surface de la pièce.

Figure 65 - Influence de l'écrouissage due au tournage sur la raie {220} du rayonnement F_e sur la pièce LD1

On remarque que le diagramme des raies devient discontinu lorsque la couche écrouie a été enlevée mais dans les deux cas la qualité de l'anneau de diffraction reste suffisante pour utiliser la méthode de diffraction des rayons X.

b) Structure micrographique

Sur un échantillon d'une pièce tournée (LE par exemple), nous avons effectué des micrographies de la surface usinée :

- une dans un plan de coupe parallèle aux stries d'usinage (figure 66)
- une dans un plan de coupe perpendiculaire aux stries d'usinage (figure 67).

Dans les deux cas, une couche de nickel est déposée électrolytiquement pour assurer un bon polissage du bord de l'échantillon.

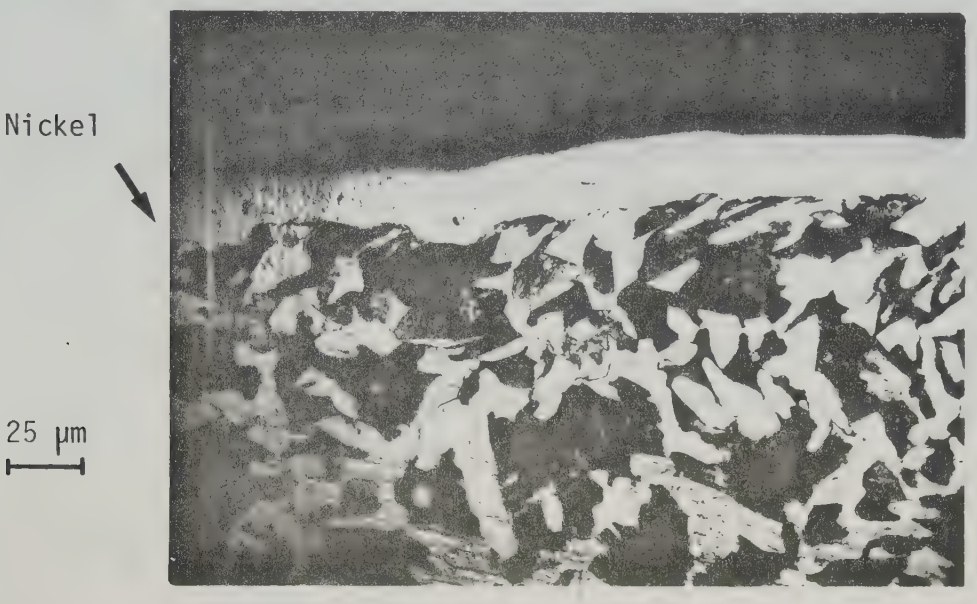


Figure 66 - Micrographie dans le sens parallèle aux stries d'usinage (X400)

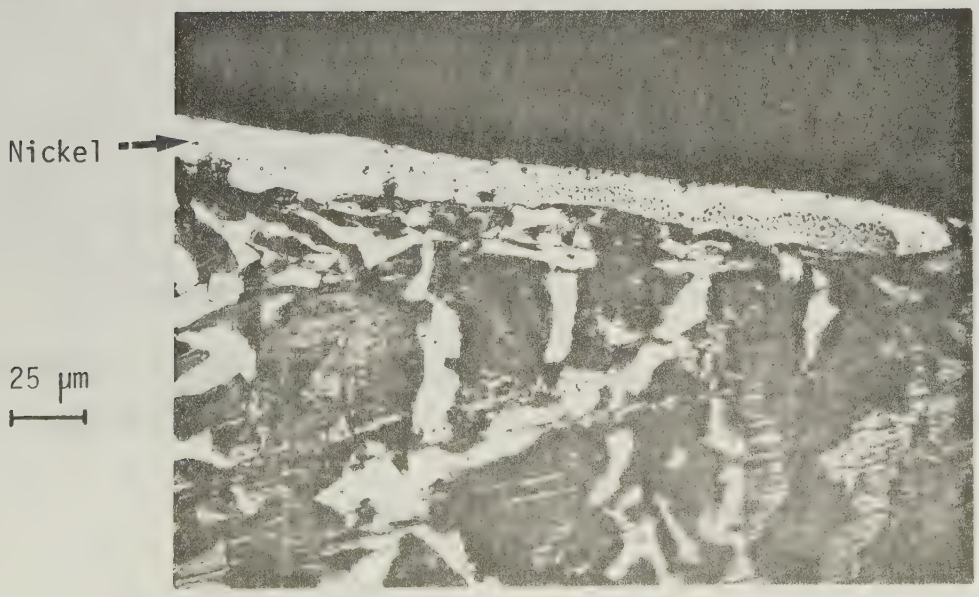


Figure 67 - Micrographie dans le sens perpendiculaire aux stries d'usinage (X400)

Sur la figure 66 et 67, on constate une élongation dans le sens de l'usinage et un écrasement des grains dans le sens perpendiculaire qui mettent en évidence la présence d'une zone d'écrouissage dont la profondeur est mesurée par diffraction des rayons X.

c) Etude de la largeur à mi-hauteur

L'étude de la largeur à mi-hauteur des pics de diffraction figure 68 montre que la profondeur affectée par l'écrouissage est de l'ordre de 75 µm.

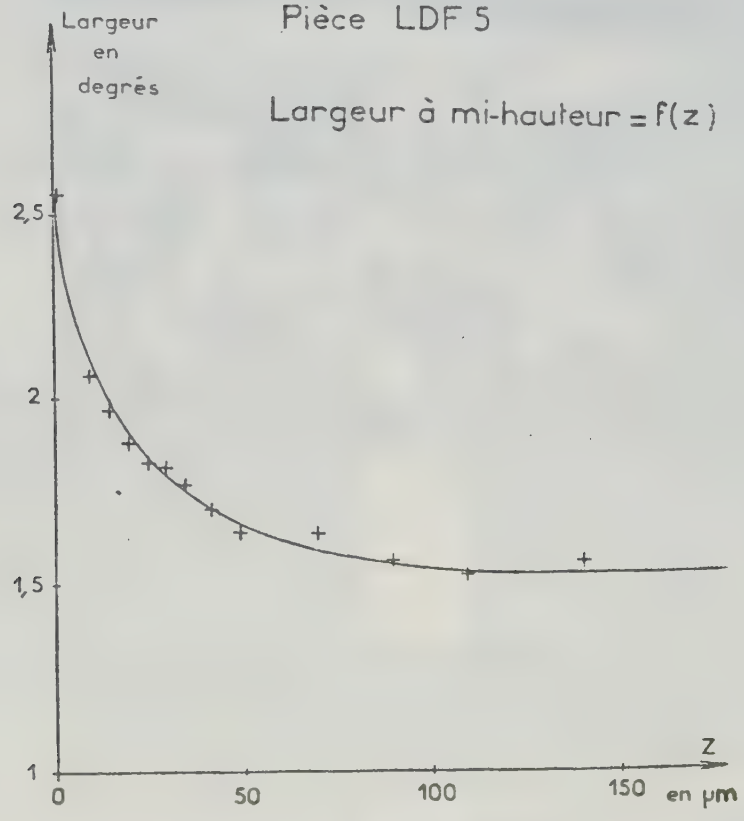


Figure 68 - Largeur à mi-hauteur (b) en fonction de la profondeur (z)

La profondeur affectée par le tournage est indépendante du mode d'élaboration de la pièce car les courbes b = f(z) sont toutes sensiblement identiques.

V.2.2.4 - Conclusions sur les résultats en profondeur

- Au niveau du tournage

. Pour un acier XC 38, la zone affectée par les contraintes résiduelle est d'environ 200 µm.

. La profondeur affectée par l'écrouissage est de 80 µm environ. Les contraintes de cisaillement σ_{12} et σ_{23} disparaissent à cette profondeur.

. Les contraintes σ_{11} et σ_{22} présentent un maximum de compression pour une profondeur de 20 à 30 µm. Ce pic permet d'équilibrer les contraintes de traction existant en surface.

. La profondeur affectée par le tournage est indépendante de la gamme d'usinage utilisée.

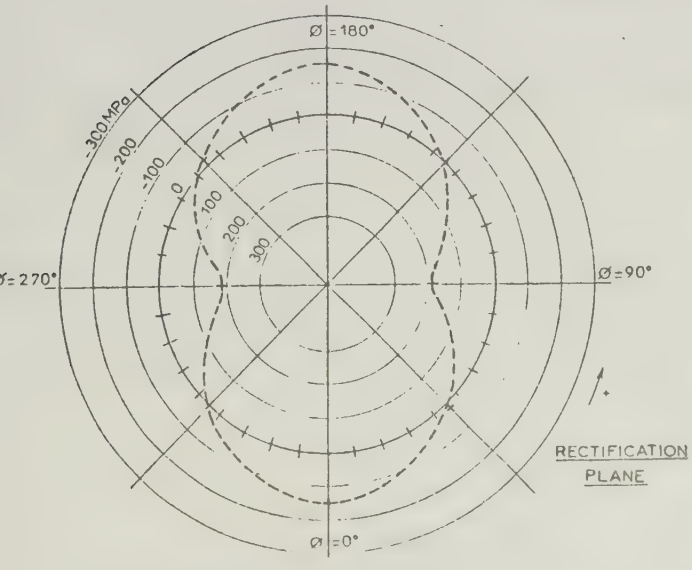
- Au niveau de la mesure

. Pour une étude en profondeur, il est encore nécessaire d'enregistrer les pics de diffraction pour les valeurs de ψ positives et négatives.

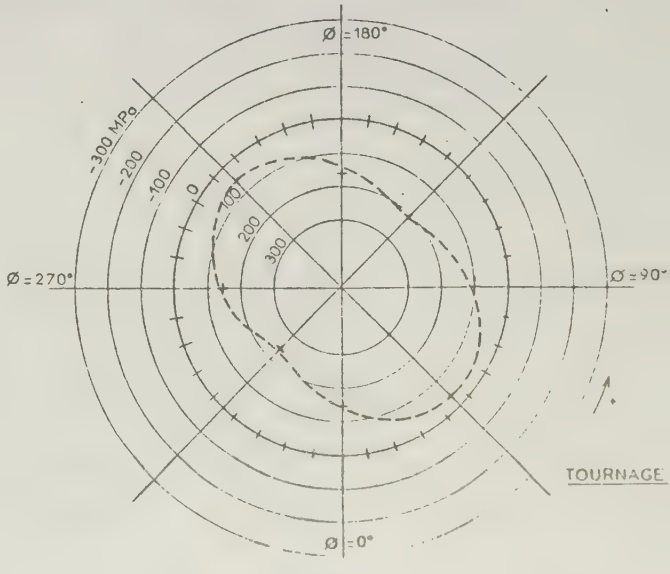
. La méthode de DOLLE-COHEN-HAUK est parfaitement adaptée à l'étude en profondeur. La mesure de 2 θ_o est effectuée sur un matériau non contraint puis corrigée pour respecter les hypothèses de biaxialité des contraintes sous la couche superficielle affectée par le tournage.

V.2.3 - Influence de l'angle de direction du plan d'arête χ sur les contraintes résiduelles [63-64]

MACHERAUCH-WOLFSTIEG [62] ont étudié dans le cas de la rectification plane la relation entre les contraintes résiduelles σ_ϕ et les variations de l'angle Ø entre 0° et 360° (figure 69a).



a) Cas de la rectification plane recalculée d'après [62]



b) Cas du tournage

Figure 69 - Diagramme polaire $\sigma_\phi = f(Ø)$

Au cours des essais sur le tournage, nous avons pu étudier l'expression $\sigma_\phi = f(\emptyset)$ pour un angle de direction du plan d'arête $\chi = 45°$ (figure 69b). Nous avons trouvé l'axe de cette courbe incliné à 45° par rapport à celui de la rectification plane. Nous avons donc cherché à faire varier l'angle χ .

Pour cela, nous avons mesuré les contraintes résiduelles superficielles d'une éprouvette tournée (LED dans ce cas) avec des angles de direction du plan d'arête χ prenant les trois valeurs suivantes :

$$\chi = 30°,\ 45°,\ 60°$$

Lors de l'usinage des échantillons, nous avons gardé la même plaquette au carbure et nous avons fait tourner la tourelle du porte-outil pour obtenir les variations de l'angle χ . Le montage utilisé pour la mesure des contraintes est décrit au § III.3.4.2.

- Exploitation des résultats expérimentaux

En raisonnant avec les contraintes dans le plan de la pièce, la contrainte normale résiduelle σ_{nn} s'exerçant sur une facette de direction n s'écrit :

$$\sigma_{nn} = (\vec{n})^t \cdot \bar{\bar{\sigma}} \cdot (\vec{n}) \qquad (V.44)$$

$$\bar{\bar{\sigma}} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} \end{bmatrix}$$

Le vecteur contrainte T est défini par $\vec{T}(0, \vec{n}) = \bar{\bar{\sigma}} \cdot \vec{n}$.

On en déduit la contrainte tangentielle résiduelle (figure 70)

$$\sigma_{nt} = (\vec{T}^2 - \sigma_{nn}^2)^{1/2} \qquad (V.45)$$

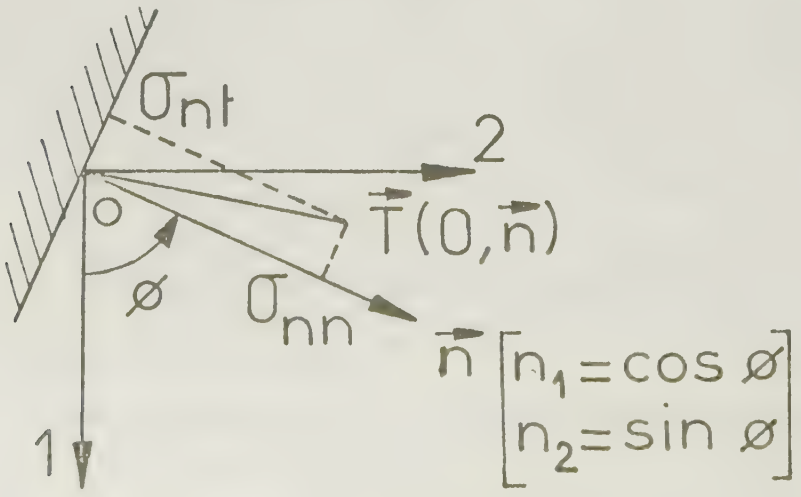


Figure 70 - Représentation de la contrainte normale σ_{nn} et de la contrainte tangentielle σ_{nt}

La contrainte normale σ_{nn} se met sous la forme :

$$\sigma_{nn} = n_1^2 \sigma_{11} + n_2^2 \sigma_{22} + 2 n_1 n_2 \sigma_{12} \qquad (V.46)$$

où σ_{11}, σ_{22}, σ_{12} sont les contraintes dans le repère de la pièce.

σ_{nn} se met sous la forme suivante :

$$\sigma_{nn} = (\sigma_{11} - \sigma_{22}) \cos^2 \emptyset + \sigma_{22} + \sigma_{12} \sin 2 \emptyset \qquad (V.47)$$

Ceci n'est autre que la contrainte $\sigma_{\emptyset}$ donné par la pente de la droite $2\theta = f(\sin^2 \psi)$ dans la "loi des $\sin^2 \psi$". Nous avons donc

$$\sigma_{nn} = \sigma_{\phi} = \sigma_{11} \cos^2 \emptyset + \sigma_{22} \sin^2 \emptyset + \sigma_{12} \sin 2 \emptyset \qquad (V.48)$$

avec : $\sigma_{\emptyset = 0^\circ} = \sigma_{11}$

$\sigma_{\emptyset = 90^\circ} = \sigma_{22}$

$$\frac{\sigma_{\emptyset = 45^\circ} - \sigma_{\emptyset = 135^\circ}}{2} = \sigma_{12}$$

Pour améliorer la précision des mesures, nous choisissons neuf directions $\emptyset$:

$\emptyset = 20^\circ, 50^\circ, 110^\circ, 135^\circ, 180^\circ, 225^\circ, 250^\circ, 310^\circ, 340^\circ$

Si on reprend l'équation (V.48), en passant à l'arc double $2\emptyset$, on obtient :

$$\sigma\emptyset = A \cos 2 \emptyset + B \sin 2 \emptyset + C \qquad (V.49)$$

avec : $A = \frac{\sigma_{11} - \sigma_{22}}{2}$ $\qquad C = \frac{\sigma_{11} + \sigma_{22}}{2}$ $\qquad B = \sigma_{12}$

Pour effectuer un traitement par les moindres carrés des résultats de mesure $\sigma_{\emptyset m}$, nous avons donc minimiser :

$$\Delta^2 (\emptyset) = \sum_{\emptyset} (\sigma_{\emptyset m} - A \cos 2 \emptyset - B \sin 2 \emptyset - C)^2$$

Le système à résoudre sera donc :

$$\frac{\partial \Delta^2(\emptyset)}{A} = \frac{\partial \Delta^2(\emptyset)}{B} = \frac{\partial \Delta^2(\emptyset)}{C} = 0$$

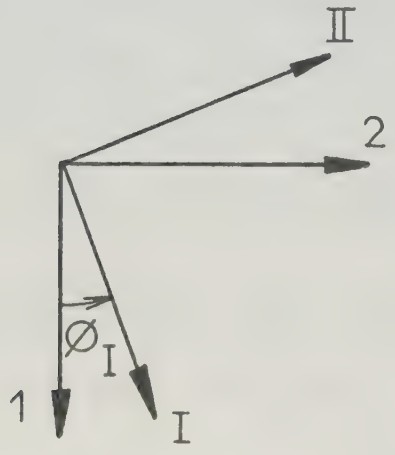
Ce système où A, B, C sont les inconnues s'écrit :

$$\left.\begin{aligned} A\ \Sigma \cos 2\phi + B\ \Sigma \sin 2\phi + C\ \Sigma 1 &= \Sigma\ \sigma_{\phi m} \\ A\ \Sigma \cos^2 2\phi + B\ \Sigma \sin 2\phi \cos 2\phi + C\ \Sigma \cos 2\phi &= \Sigma\ \sigma_{\phi m} \cos 2\phi \\ A\ \Sigma \cos 2\phi \sin 2\phi + B\ \Sigma \sin^2 2\phi + C\ \Sigma \sin 2\phi &= \Sigma\ \sigma_{\phi m} \sin 2\phi \end{aligned}\right\} \quad (V.50)$$

La détermination de A, B, C nous permet de connaître :

- les composantes du tenseur des contraintes σ_{11} , σ_{22} , σ_{12}
- l'angle de déphasage ϕ_I du repère principal par rapport au repère de la pièce (figure 71) tel que :

$$\operatorname{tg} 2\phi_I = \frac{2\,\sigma_{12}}{\sigma_{11} - \sigma_{22}} \qquad (V.51)$$



1,2 Repère de la pièce

I,II Repère principal

Figure 71 - Représentation de l'angle ϕ_I

Les contraintes principales sont donc :

$$\sigma_{\phi_I} = (\sigma_{11} - \sigma_{22}) \cos^2 \phi_I + \sigma_{12} \sin 2\phi_I + \sigma_{22} \qquad (V.52)$$

Les résultats obtenus pour les trois valeurs de l'angle de direction du plan d'arête X sont donnés dans le tableau XI et représentés sur la figure 72.

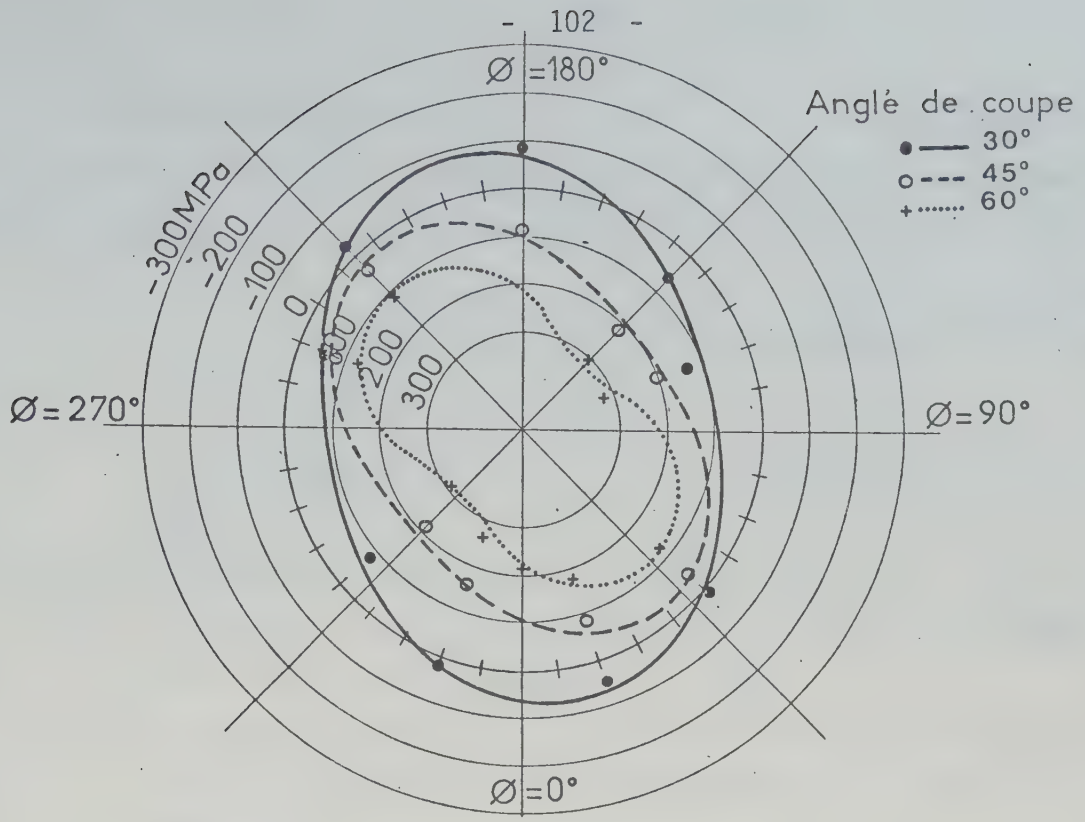


Figure 72 - Représentation polaire $\sigma_{\emptyset} = f(\emptyset)$

PIECE / Ø	LED 30°	LED 45°	LED 60°
	$\sigma_{\emptyset}$ MPa	$\sigma_{\emptyset}$	$\sigma_{\emptyset}$
0°			208
20°	- 60	70	156
50°	- 24	25	106
110°	116	187	305
135°	50	196	293
180°	- 79	84	
225°	- 27	32	109
250°	49	70	128
310°	77	210	307
340°	- 21	167	254
σ_{11}	- 69	102	212
σ_{22}	100	131	209
σ_{12}	- 44	- 86	- 105
$\emptyset_I$	14°	40°	45°

- Conclusions

Un constate que la variation de l'angle de direction du plan d'arête de 30° à 60° fait passer les contraintes de traction à des contraintes de compression :

$$100\ MPa \leqslant \sigma_{\chi=60°} \leqslant 300\ MPa$$

$$50\ MPa \leqslant \sigma_{\chi=45°} \leqslant 200\ MPa$$

$$-80\ MPa \leqslant \sigma_{\chi=30°} \leqslant 120\ MPa$$

D'autre part, l'axe de la courbe $\sigma_{\phi} = f(\phi)$ tourne également en fonction de cet angle

$$\phi_{I\ \chi=60°} = 45°$$

$$\phi_{I\ \chi=45°} = 40°$$

$$\phi_{I\ \chi=30°} = 14°$$

Après plusieurs essais sur d'autres aciers, nous pouvons constater que la rotation de la courbe $\sigma_{\phi} = f(\phi)$ est due à la présence d'une contrainte de cisaillement σ_{12}.

Cette contrainte σ_{12} apparait lorsque l'effort de coupe qui s'applique à l'arête de l'outil servant à l'enlèvement de matière et l'effort de frottement du rayon du bec de l'outil sur la pièce ne sont pas dans la même direction ce qui est le cas du tournage.

Il faut remarquer que nous avons traité le problème dans le cas d'un état de contraintes biaxial alors qu'il est possible d'étendre l'étude à un état triaxial de contraintes. Ce traitement beaucoup plus long permettrait ceperdant d'aboutir à la détermination des contraintes principales et des angles d'Euler.

V.3 - CONCLUSIONS SUR LE TOURNAGE

Nous pouvons tirer de cette étude un certain nombre de renseignements :

. Au niveau de la mesure :

- Dans le sens perpendiculaire aux stries d'usinage, les mesures pour les valeurs de $\psi \geq 0$ et $\psi < 0$ permettent de voir que la courbe $2\theta = f(\sin^2 \psi)$ est linéaire.
- Dans le sens parallèle aux stries d'usinage, la courbe $2\theta = f(\sin^2 \psi)$ présente une ouverture quel que soit le mode d'usinage et il faut effectuer les mesures en $\psi \geq 0$ et $\psi < 0$.
- L'ouverture de la courbe $2\theta = f(\sin^2 \psi)$ révèle la présence d'une contrainte de cisaillement σ_{23}
- La rotation de la courbe $\sigma_\phi = f(\emptyset)$ en fonction de l'angle de direction du plan d'arête χ est due à la présence d'une contrainte de cisaillement σ_{12}

. Au niveau du tournage :

- Dans le sens perpendiculaire aux stries d'usinage, les valeurs des contraintes résiduelles sont plus élevées que dans le sens parallèle aux stries d'usinage et ceci quel que soit le mode d'usinage.
- Une diminution de la profondeur de passe entraîne une augmentation des contraintes résiduelles mais ne modifie pas les paramètres géométriques Ceux-ci ne permettent pas de caractériser valablement la surface d'une pièce alors que les contraintes résiduelles peuvent nous donner une idée du mode d'usinage subi par la pièce.
- La gamme d'usinage utilisée pour fabriquer une pièce influe sur la valeur finale des contraintes résiduelles.
- Les contraintes résiduelles pour l'acier XC 38 sont de traction en surface, présentent un pic de compression à une profondeur de 20 à 30 µm et s'annulent pour une profondeur de 150 à 200 µm.
- Le tournage de l'acier XC 38 produit une contrainte de cisaillement σ_{12} créant une rotation dans un plan tangent à la pièce et une contrainte de cisaillement σ_{23} dans un plan perpendiculaire à l'axe de la pièce.
- La présence de la contrainte σ_{12} est due à la différence entre la direction de l'effort de coupe et celle de l'effort de frottement.
- L'épaisseur de la zone affectée par l'écrouissage est de 80 µm.

VI - ETUDE DE LA RECTIFICATION

VI.1 - ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

La rectification est un mode d'enlèvement de matière qu'il est difficile de représenter, car on se trouve en présence d'un outil non conventionnel dont la géométrie de coupe est complexe : les angles de coupe changent à chaque grain de meule (figure 73)

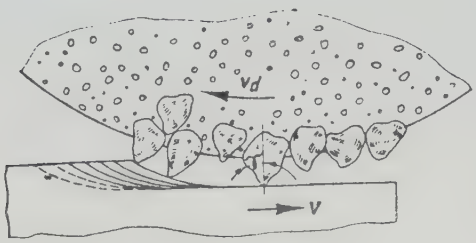


Figure 73 - Schéma de principe de la rectification

Un nombre important de facteurs influencent alors la coupe et tous ces facteurs font de la rectification un cas assez compliqué. Il s'en suit que les contraintes résiduelles peuvent varier énormément entre deux modes de rectification différents et qu'elles ne sont pas facilement prévisibles.

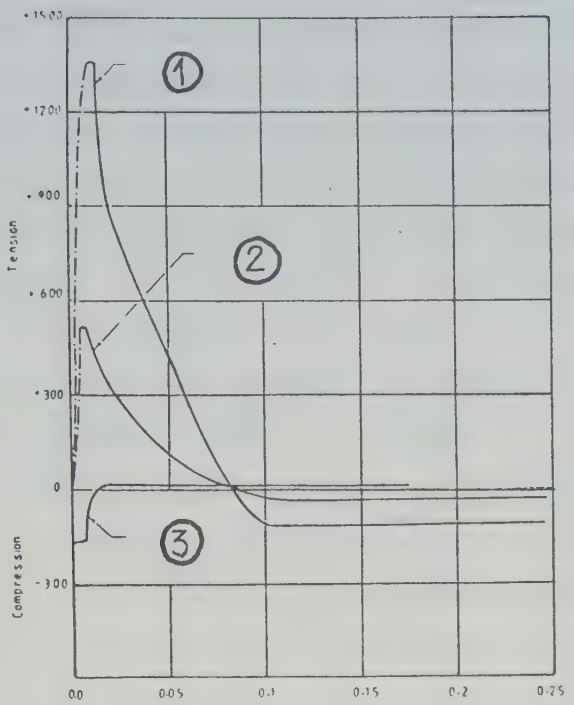
De même qu'en tournage, très peu de chercheurs ont étudié l'évolution des contraintes résiduelles en fonction des modes de rectification employés pour usiner une pièce. La plupart ont travaillé sur la rectification plane et quelques uns sur la rectification cylindrique. Dans toutes les études citées, les pièces ont subi un traitement thermique avant la rectification.

Les recherches que nous présenteront par la suite utilisent pour mesurer des contraintes :

- soit la méthode de la flèche,
- soit la méthode de diffraction des rayons X avec la loi des $\sin^2 \psi$ ou avec la récente détermination de DOLLE-COHEN-HAUK (cf. § III.3.3.3).

VI.1.1 - Les principaux types de rectification

Au cours de leurs travaux sur l'acier 100 C6 avec des mesures effectuées par la méthode de la flèche, EL HELIEBY-ROWE [1, 2, 44] ont groupés les types de rectification en trois classes qui apparaissent sur la figure 74.



1 Rectification abusive

2 Rectification traditionnelle

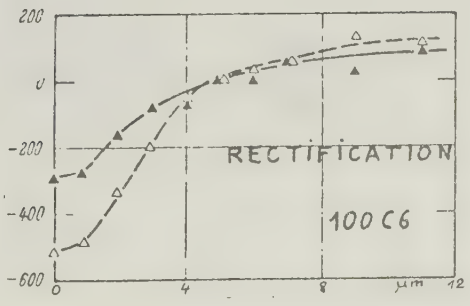
3 Rectification douce

Figure 74 - Les différents cas de rectification [2]

Des exemples tirés d'autres travaux sont donnés ci-dessous.

a) Rectification douce

La surface de la pièce est peu échauffée. Les contraintes ne sont dues qu'à un effet mécanique et sont de compression. Un exemple est donné à la figure 75.



△ Parallèle
▲ Perpendiculaire
} à la direction de rectification

Figure 75 - Rectification de qualité [52]

C'est le cas idéal mais que l'on rencontre assez rarement sur des pièces industrielles car les conditions de coupe allongent le temps de production et augmentent le prix de revient.

b) Rectification traditionnelle

C'est le cas intermédiaire le plus souvent rencontré dans l'industrie Il correspond aux conditions de coupe usuellement utilisées. Si, en surface, une contrainte de compression apparaît, elle se transforme en tension à quelques microns sous la surface (figure 76).

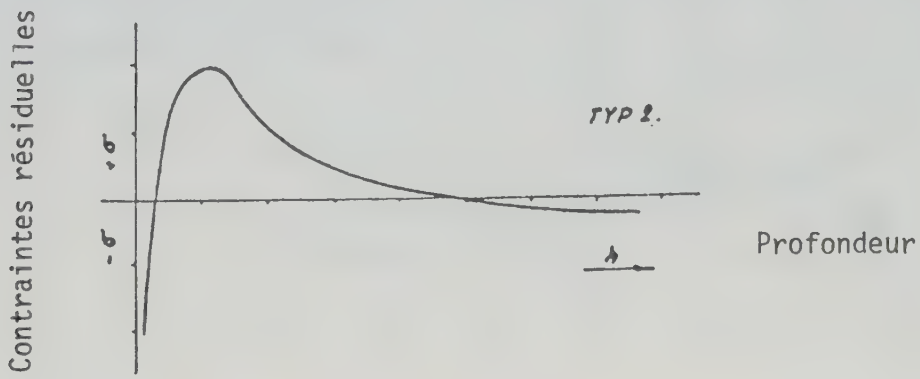


Figure 76 - Rectification traditionnelle [66]

c) Rectification abusive

C'est un usinage très grossier qui correspond rarement à un cas industriel. En effet, la pièce subit des brûlures. Il apparaît de fortes contraintes de tension (figure 77) dues à des phénomènes thermiques et à des transformations structurales. Ces contraintes peuvent atteindre 1 000 MPa et elles sont néfastes du point de vue durée de vie des pièces.

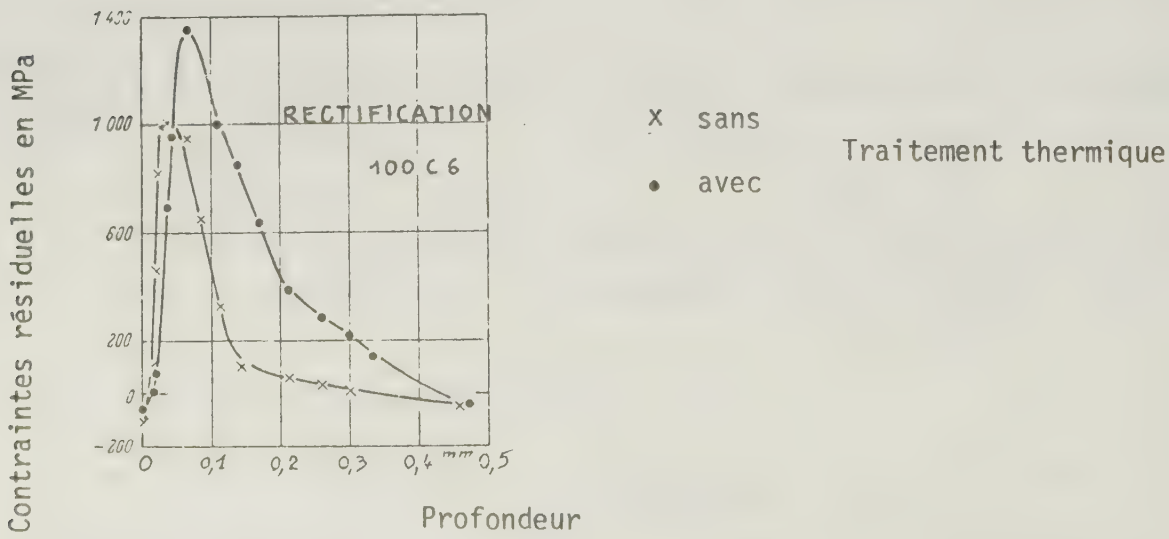


Figure 77 - Rectification grossière créant des brûlures [52]

L'influence des différents paramètres de coupe conduisant à ces trois types de rectification fait l'objet du paragraphe suivant.

VI.1.2 - Influence des conditions de rectification

De nombreux auteurs se sont intéressés à ce problème pour la rectification plane ou cylindrique. Les recherches effectuées par EL HELIEBY-ROWE [1, 2, 44] sur un acier 100 C6 dans le cas de la rectification plane permettent de connaître l'influence des conditions de coupe sur les contraintes résiduelles, à savoir :

- la profondeur de passe,
- la vitesse de rotation de la meule,
- la lubrification,
- l'abrasif et la grosseur du grain de meule,
- la vitesse de diamantage.

Ce travail est complété par celui de NOVAK [66] qui dans le cadre de la rectification cylindrique sur le même acier étudie l'influence des paramètres suivants :

- la vitesse de la pièce,
- la vitesse d'avance.

Voyons les conclusions obtenues pour chaque paramètre.

a) La profondeur de passe

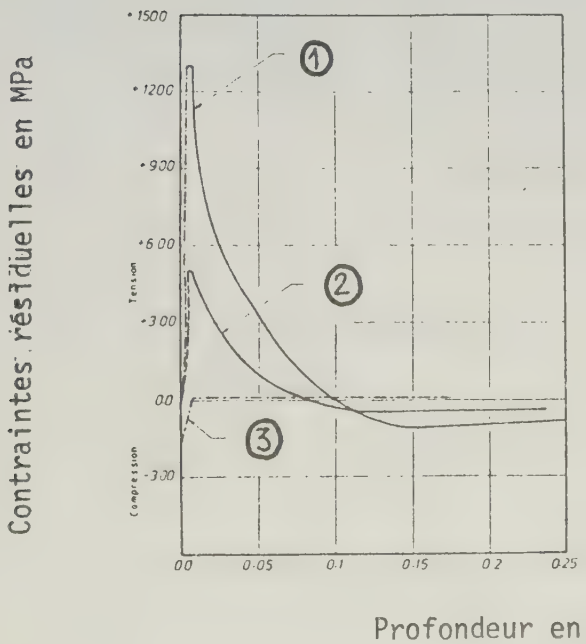
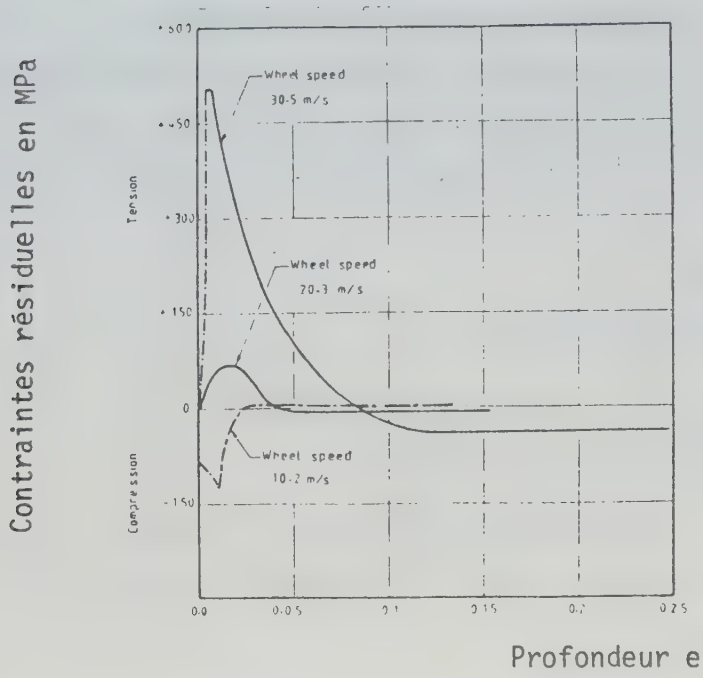


Figure 78 - Variation de la contrainte résiduelle en fonction de la profondeur de passe

La figure 78 montre qu'un accroissement de la profondeur de passe (12,5 à 50 µm), entraîne une augmentation des contraintes résiduelles. Elles deviennent de traction et peuvent atteindre une valeur de 1 200 MPa au-delà d'une certaine profondeur de passe. Ceci est confirmé par l'étude de LETNER-SNYOER [67].

b) La vitesse de rotation de la meule

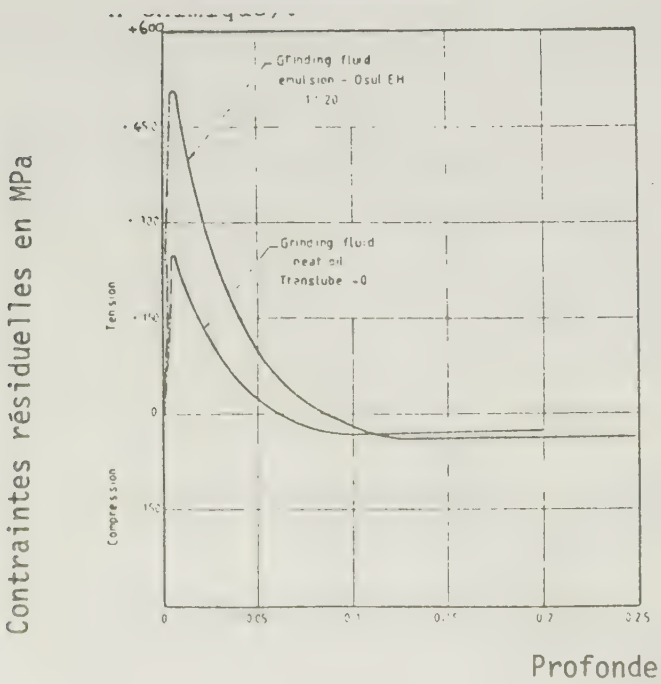


Acier 100 C6

Figure 79 - Variation de la contrainte résiduelle en fonction de la vitesse de la meule

Une augmentation de la vitesse de rotation de la meule (10 à 30 m/s) accroît la température au niveau de la pièce et par conséquent les contraintes résiduelles. Sur la figure 79, les contraintes résiduelles atteignent 500 MPa pour une vitesse de 30 m/s et - 100 MPa pour une vitesse de 10 m/s.

c) La lubrification



Acier 100 C6

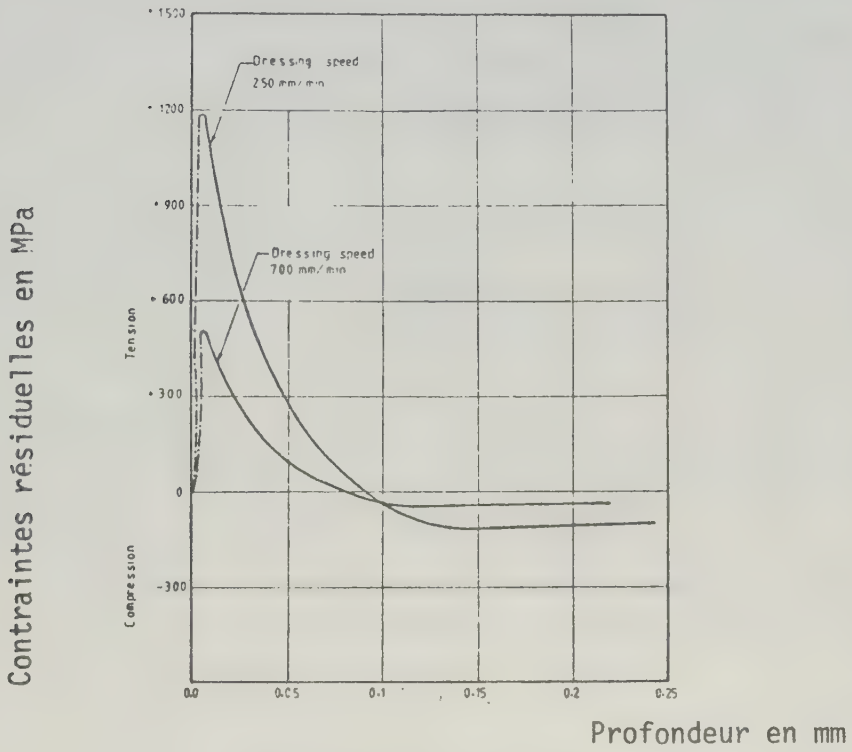
Figure 80 - Répartition des contraintes en fonction du lubrifiant

La figure 80 représente une courbe lors d'une rectification plane avec une émulsion à base d'eau, l'autre lors d'une rectification avec une huile (+ addition chimique). L'utilisation de l'huile permet de diminuer l'intensité des contraintes car il se produit un échauffement plus faible de la pièce.

d) L'abrasif et la grosseur du grain de meule

L'utilisation comme abrasif d'un carbure de Silicium (SiC) ou d'une alumine n'a aucun effet sur les contraintes résiduelles. On constate simplement que les meules douces (A46 à A60) ont tendance à produire des contraintes de compression.

e) La vitesse de diamantage



Acier 100 C6

Figure 81 - Répartition des contraintes en fonction de la vitesse de diamantage

La figure 81 indique qu'une vitesse de diamantage faible correspondant à une meule plus fine, entraîne une augmentation des contraintes résiduelles.

f) La vitesse de la pièce et la vitesse d'avance

La vitesse d'avance (v_p) et la vitesse de la pièce (v_s) ont un effet lié sur les contraintes résiduelles. Elles commencent à avoir une influence si la vitesse d'avance est supérieure à 1 mm/mn et la vitesse de la pièce à 8 m/mn. En dessous de ces valeurs, les contraintes sont de compression en surface et s'annulent à une profondeur de 15 µm. Au-dessus, les contraintes

sont de traction et passent par un maximum de 300 MPa. Elles subsistent (environ 100 MPa) jusqu'à une grande profondeur (supérieure à 70 µm).

g) Influence de la rugosité

Au niveau de la rugosité, les recherches menées par ENACHE [8] permettent de montrer que la vitesse de la pièce, la profondeur de passe et les paramètres géométriques évoluent dans le même sens. Il faut noter cependant que KAWATA-MORINAGA-YOSHIOKA [43] obtiennent des rugosités différentes pour un acier au carbone (0,48 % de C) en agissant à la fois sur la vitesse de la pièce, la vitesse d'avance et le grain de meule.

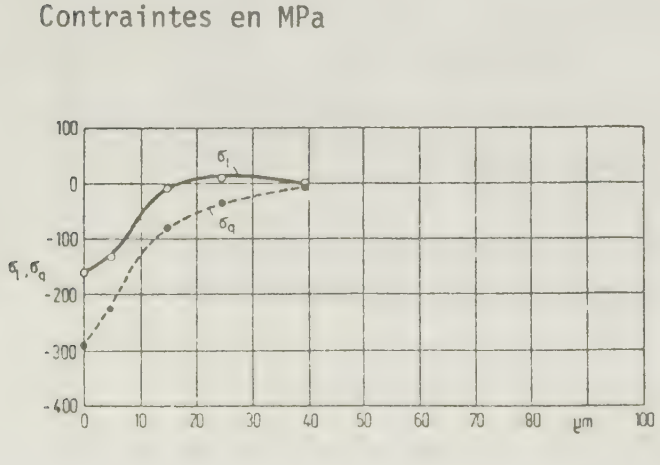
En conclusion de ces différentes études, il est préférable pour une rectification traditionnelle d'utiliser :

- une meule douce (A46 à A60),
- une faible profondeur de passe (inférieure à 20 µm),
- une faible vitesse de meule (inférieure à 20 m/s),
- une bonne lubrification.

Nous allons maintenant considérer les contraintes résiduelles liées au mode de rectification.

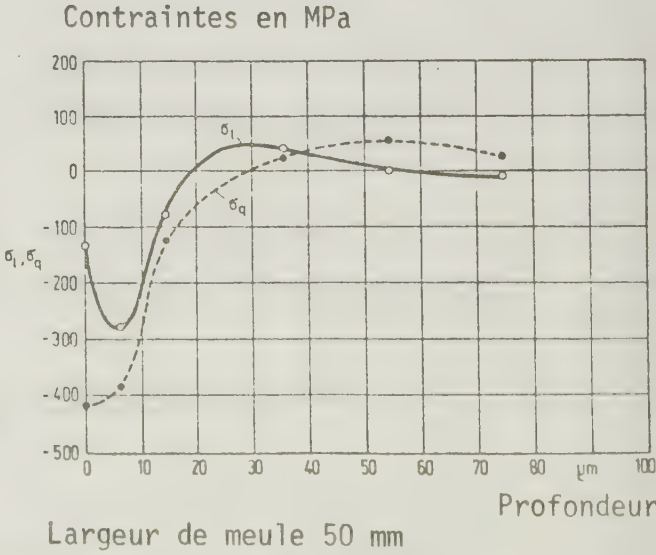
VI.1.3 - Genèse des contraintes résiduelles liées à la rectification

SYREN-WOHLFAHRT-MACHERAUCH [50-51] ont fait des essais de rectification plane avec une meule 36 J 10 sur un acier CK 45 (≃ XC 48) en étudiant l'influence du traitement thermique (trempe et revenu) préalable à la rectification (figure 82, 83, 84).



Largeur de meule 50 mm
Profondeur de passe 2 µm

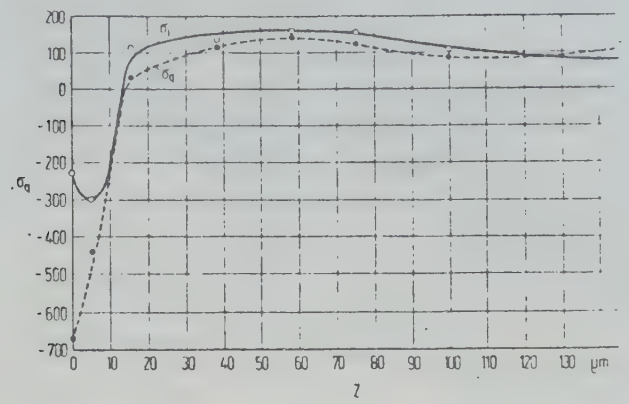
Figure 82 - Echantillon rectifié



Largeur de meule 50 mm
Profondeur de passe 4 µm

Figure 83 - Echantillon revenu puis rectifié

Contraintes en MPa



Profondeur

Largeur de meule 50 mm
Profondeur de passe 4 µm

Figure 84 - Echantillon trempé puis rectifié

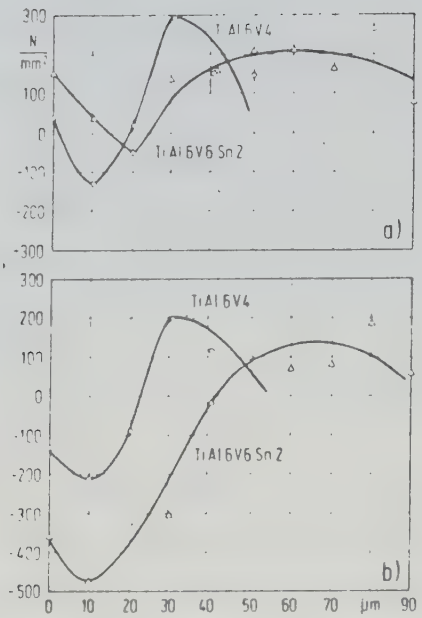
Ils trouvent dans deux cas un pic de compression de -300 MPa pour la contrainte parallèle aux stries d'usinage (σ_{22} ou σ_1) à une profondeur d'environ 10 µm. Par contre, pour la contrainte perpendiculaire aux stries d'usinage (σ_{11} ou σ_q) on a une compression plus importante sur l'éprouvette trempée que sur celle revenue (700 MPa au lieu de -400 MPa).
SCHREIBER [68] qui effectue ses essais sur un acier 100 C6 trouve également des contraintes de compression en surface.

Dans ces deux études, on constate que les contraintes résiduelles parallèles aux stries d'usinage sont moins en compression que celles perpendiculaires aux stries d'usinage.

$$|\sigma_{22}| < |\sigma_{11}|$$

FRANZ [56-57] qui effectue ses essais sur du titane retrouve des contraintes de compression dans le sens perpendiculaire aux stries d'usinage qui seraient dues à la pression de la meule sur la surface et des contraintes de traction dans le sens parallèle (figure 85).

Contraintes résiduelles en MPa



Meule 80 H
Vitesse de la meule 31 m/s
Profondeur de passe 30 µm
Vitesse de la pièce 18 m/mn

a) Parallèle au sens de rectification
b) Perpendiculaire au sens de rectification

Figure 85 - Contraintes résiduelles de rectification plane

Il les attribue à une déformation plastique à froid qui provoque un écrouissage de la surface après la coupe et à un échauffement important du métal pendant la coupe. En rectification, comme la vitesse de coupe est importante, l'élévation de température de la pièce est forte et seul l'intérieur de la pièce reste à une température élevée, l'extérieur étant très largement refroidi par le lubrifiant. Cela expliquerait le maximum de la contrainte résiduelle de 20 à 80 µm sous la surface. SNOEYS [5] et SKALLI [73] complète cette étude en utilisant les deux mécanismes suivants qui participent à la création des contraintes résiduelles dans la rectification :

- les effets de la température liés à l'expansion thermique et aux changements de phases métallographiques ,
- les effets mécaniques dus aux forces de cisaillement et aux forces de compression de la meule.

Ces mécanismes apparaissent simultanément mais avec des intensités différentes suivant les conditions de rectification. Pour étudier leur influence dans la pièce, SNOEYS la divise en trois couches (figure 86).

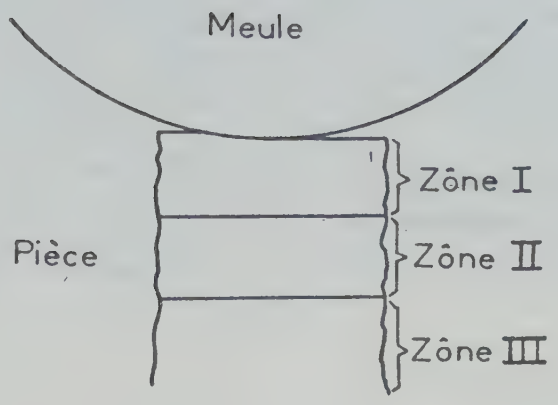


Figure 86 - Division de la pièce en trois couches

Zone I : couche supérieure généralement inférieure à 10 ou 15 µm de profondeur directement exposée à la température provoquée par le contact meule, surface de la pièce.

Zone II : couche intermédiaire thermiquement affectée par conduction ainsi que par les contraintes équilibrant la zone précédente.

Zone III : le matériau massif qui n'est pas affecté par la rectification.

La zone I et II constitue la zone affectée thermiquement. Voyons la nature des contraintes introduites par les différents effets.

- les contraintes engendrées par l'expansion thermique sont de traction dans la couche I et de compression dans la couche II (schéma 1).
- Pour les transformations métallographiques des contraintes de compression apparaissent dans la couche I et des contraintes de tension dans la couche II (schéma 2).
- Les effets mécaniques introduisent des contraintes de compression dans la couche I qui croissent quand la pression de contact augmente, par exemple, quand on prend une forte profondeur de passe (schéma 3).

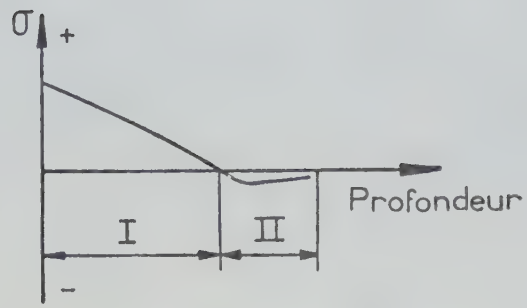


Schéma 1 - Contraintes engendrées par l'expansion thermique

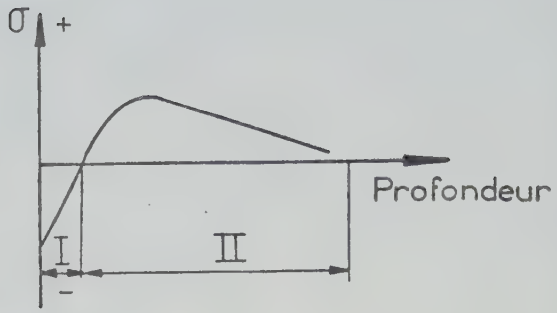


Schéma 2 - Contraintes engendrées par les transformations métallographiques

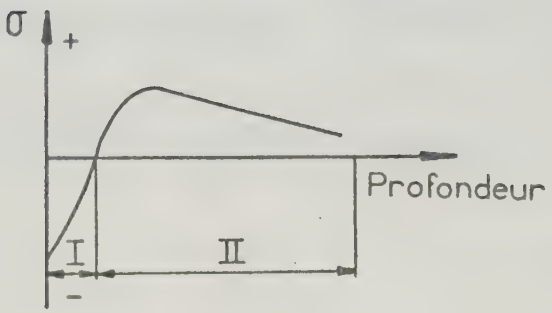


Schéma 3 - Contraintes engendrées par les effets mécaniques

Dans le cas d'une rectification traditionnelle, les contraintes résiduelles engendrées sont une combinaison de ces trois mécanismes.

VI.1.4 - Etude du problème de l'état triaxial des contraintes résiduelles dans le cas de la rectification

MACHERAUCH-WOLFSTIEG [62] effectuent leurs recherches sur un acier CK 45 (≃ XC 48) en rectification plane par la méthode de diffraction des rayons X avec un rayonnement de chrome (Cr). Au cours de leurs mesures, ils constatent un non-recouvrement des courbes $2\theta = f(\sin^2 \psi)$ pour $\varnothing = 90°$ et $\varnothing = 270°$ enregistrées avec des valeurs de ψ positives seulement. Il apparaît que ce phénomène ne se produit que pour des mesures effectuées dans le sens parallèle aux stries d'usinage.

Pour éliminer l'hypothèse d'un effet de texture, MACHERAUCH-WOLFSTIEG refont leurs mesures sur d'autres plans cristallographiques avec un rayonnement de Molybdène (M_o). Les mesures de contraintes reportées sur un diagramme polaire (figure 87) $\sigma_\phi = f(\emptyset)$, leur donnent des valeurs identiques pour les deux rayonnements, ce qui leur permet d'éliminer l'hypothèse de la texture.

LARSSON [70] sur des pièces rectifiées en 100 C6 retrouve également ces ouvertures de courbe $2\theta = f(\sin^2 \psi)$ dans le sens parallèle aux stries d'usinage. Pour calculer les contraintes, il effectue la moyenne des valeurs de 2θ, ce qui permet de définir une droite moyenne.

A partir de ces résultats et d'essais sur des aciers au carbone en rectification plane DOLLE-HAUK-COHEN [32, 36 à 42] ont élaboré leur méthode de détermination du tenseur complet des contraintes dans le cas triaxial.

HAUK-KRUG-VAESSEN-WEISSHAUPT [69] utilisent cette méthode pour des aciers 100 C6 et St 52 rectifiés plans. Celle-ci leur permet de mettre en évidence la présence de contraintes de cisaillement σ_{23} en rectification les contraintes σ_{12} et σ_{13} étant nulles.

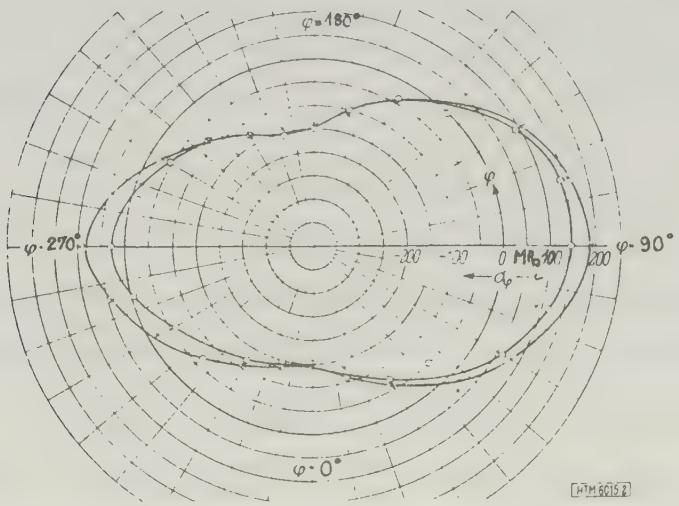


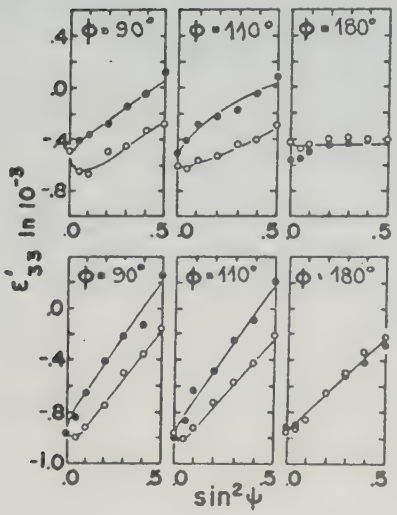
Figure 87 - Diagramme polaire en rectification plane d'après [62]

Cette méthode a été appliquée de façon complète dans le cas de la rectification par YOSHIOKA et al. [43] . Leurs résultats font l'objet du paragraphe suivant.

VI.1.5 - Etude de la rectification plane et de la rectification cylindrique

YOSHIOKA-MORINAGA-KAWATA 43 étudient les contraintes résiduelles introduites soit par la rectification plane soit par la rectification cylindrique. Ils utilisent un acier S 50 C (0,48 % de carbone) ayant subi un traitement thermique (trempe et revenu), et la détermination des contraintes résiduelles est effectuée par diffraction des rayons X et avec la méthode de DOLLE-HAUK-COHEN.

Ils constatent que les variations de la vitesse d'avance de la pièce en rectification plane affecte les contraintes résiduelles (figure 88).



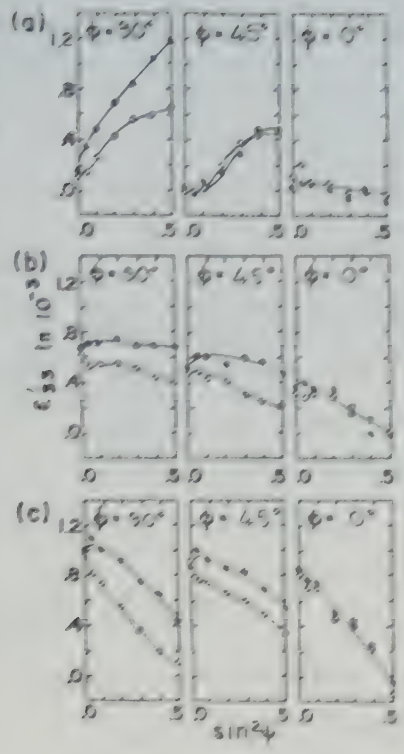
Vitesse d'avance	$\sigma_L=\sigma_{11}-\sigma_{33}$	$\sigma_T=\sigma_{22}-\sigma_{33}$
0,96 m/mn	58 MPa	139 MPa
1,78 m/mn	235 MPa	327 MPa

$$\begin{bmatrix} -78 & 1 & -3 \\ 1 & 3 & -29 \\ -3 & -29 & -136 \end{bmatrix} \text{ (MPa)} \qquad \begin{bmatrix} 150 & -19 & -2 \\ -19 & 242 & -30 \\ -2 & -30 & -85 \end{bmatrix}$$

CONDITION DE RECTIFICATION PLANE	
Meule	WA 46 J 200 x 13 mm
Vitesse de la meule	30 m/s
Profondeur de passe	20 um/passe et 5 passes
Diamantage	20 um/passe et 1 passe

Figure 88 - Influence de la vitesse d'avance de la pièce sur les contraintes résiduelles

En rectification cylindrique, ils utilisent trois sortes de rectification traditionnelle qui fournissent des rugosités différentes. En passant de l'une à l'autre, les contraintes résiduelles σ_{11} , σ_{22} et σ_T passent de la traction à la compression (figure 89) quand la rugosité passe de grossière à fine. Par contre, σ_L évolue dans le même sens mais reste en compression.



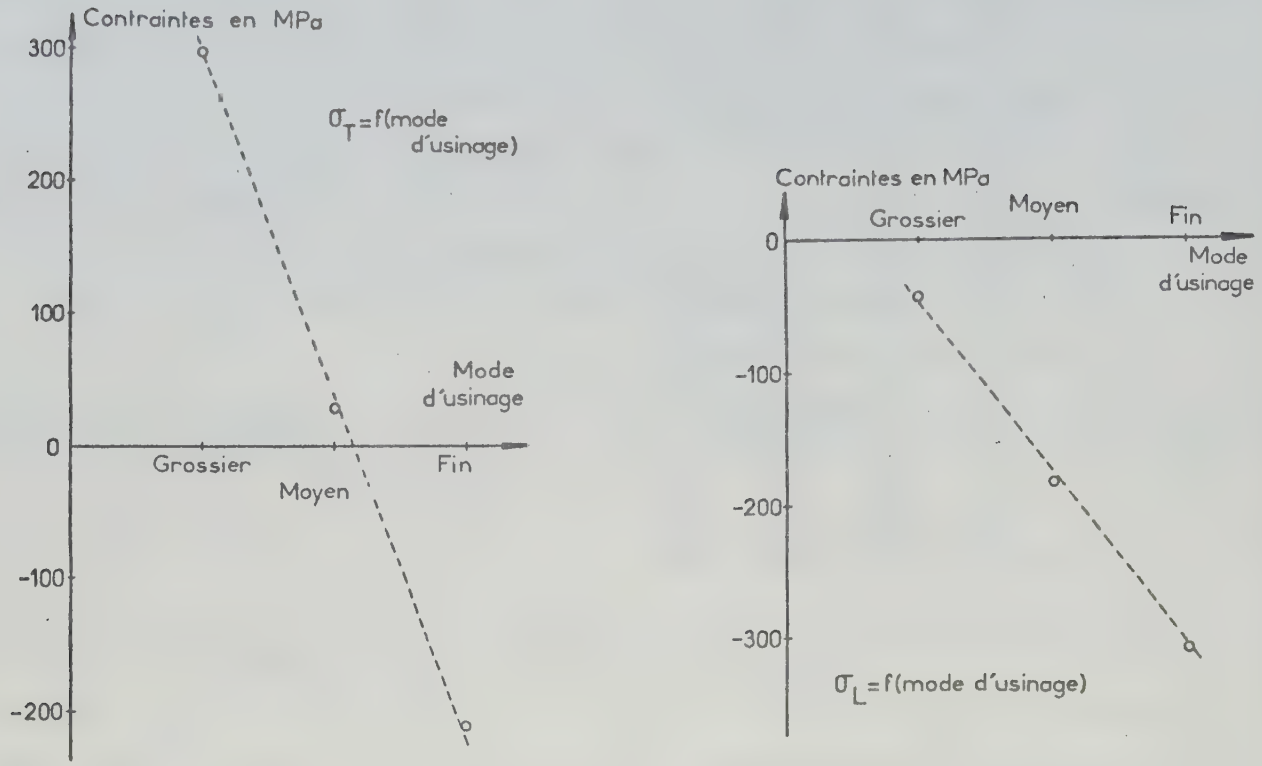
		$\sigma_L = \sigma_{11} - \sigma_{33}$	$\sigma_T = \sigma_{22} - \sigma_{33}$
Grossière	$\begin{bmatrix} 201 & 6 & -11 \\ 6 & 541 & -27 \\ -11 & -27 & 244 \end{bmatrix}$ MPa	- 43 MPa	297 MPa
Moyenne	$\begin{bmatrix} -21 & -26 & 0 \\ -26 & 190 & -25 \\ 0 & -25 & 162 \end{bmatrix}$ MPa	-183 MPa	28 MPa
Fine	$\begin{bmatrix} -212 & -114 & 1 \\ -114 & -106 & -32 \\ 1 & -32 & 95 \end{bmatrix}$ MPa	-307 MPa	-201 MPa

CONDITIONS DE RECTIFICATION CYLINDRIQUE				
Rectification	Profondeur de passe	Vitesse d'avance	Vitesse de la pièce	Diamantage 1 passe
Grossière	40 µm x 10 passes	1 200 m/mn	22,4 m/mn	20 µm
Moyenne	20 µm x 5 passes	670 m/mn	22 m/mn	10 µm
Fine	5 µm x 10 passes	100 m/mn	8,7 m/mn	3 µm

Figure 89 - Représentation des courbes $\varepsilon_{\psi\theta} = f(\sin^2\psi)$ pour différents modes de rectification

La détermination de 2 θ_0 est réalisée à partir d'une poudre recuite du métal car les échantillons ont subi un traitement thermique. Les valeurs de σ_{33} obtenues varient entre -136 et 244 MPa et il nous semble que ces valeurs trop importantes prouvent que la valeur de 2 θ_0 ainsi déterminée n'est pas juste. En effet, les valeurs de σ_{33} doivent rester faibles à la surface et s'annuler pour un matériau non contraint (cf. § V.2.2.1). Pour cette raison, afin d'effectuer une comparaison avec les résultats de nos essais, nous avons calculé à partir de leurs résultats les valeurs $\sigma_L = \sigma_{11} - \sigma_{33}$ et $\sigma_T = \sigma_{22} - \sigma_{33}$ qui sont

indépendantes de la valeur de 2 θ_o, et tracé σ_L et σ_T en fonction du mode d'usinage (figure 90).



a) σ_T = f(mode d'usinage) (sens parallèle aux stries d'usinage)

b) σ_L = f(mode d'usinage) (sens perpendiculaire aux stries d'usinage)

Figure 90 - Variation des contraintes résiduelles en fonction du mode de rectification, recalculées d'après [43]

Les contraintes résiduelles augmentent donc en même temps que les paramètres géométriques et que la vitesse d'avance de la pièce. Elles sont donc sensibles au mode de rectification. Ceci correspond avec les conclusions de ENACHE [8].

En rectification cylindrique, les courbes 2 θ = f($\sin^2 \psi$) présentent une ouverture pour $\emptyset$ = 45° et dans le sens parallèle aux stries d'usinage mais sont linéaires dans le sens perpendiculaire.

VI.1.6 - Conclusions

Au regard de cette bibliographie, nous remarquons, dans le cas de la rectification traditionnelle que nous avons choisie :

. Au niveau des contraintes résiduelles

- des contraintes de compression lorsque la déformation mécanique

prévaut et que l'élévation de la température est faible.

- des contraintes de tension faibles si la température et l'effort mécanique sont faibles et élevées si la température engendrée par la coupe est importante.

. Au niveau de l'interprétation des courbes

- une ouverture des courbes $2\theta = f(\sin^2 \psi)$ dans le sens parallèle aux stries d'usinage et une linéarité de ces mêmes courbes dans le sens perpendiculaire aux stries d'usinage.

VI.2 - ETUDE EXPERIMENTALE

Ce paragraphe se divisera en deux parties :

- l'étude en surface des pièces,
- l'étude en profondeur.

VI.2.1 - Etude en surface

VI.2.1.1 - Déroulement des mesures

a) Réalisation des mesures

La mesure et la détermination des contraintes résiduelles s'effectuent de la même façon qu'en tournage (voir § III.3.3.5 et V.2.1).

b) Reproductibilité de la mesure

Pour vérifier la reproductibilité de l'ouverture de la courbe $2\theta = f(\sin^2 \psi)$ dans le cas de la rectification cylindrique, nous avons effectué, sur chaque série de pièce, (figure 91 par exemple LEDFRMO) 6 mesures réalisées avec le même appareillage de diffraction des rayons X (2 points diamétralement opposés sur chacune des trois pièces).

Nous avons calculé la moyenne $\langle 2\theta \rangle$ et l'écart-type $\Delta 2\theta$ des 6 valeurs de 2θ obtenues, puis l'écart-type global $(\Delta 2\theta)_{gl}$ à partir de la moyenne des écarts-types $\Delta 2\theta$ pour chaque valeur de ψ positive et négative.

La précision de la reproductibilité est de 0,04° et ceci quelle que soit la série de pièce étudiée.

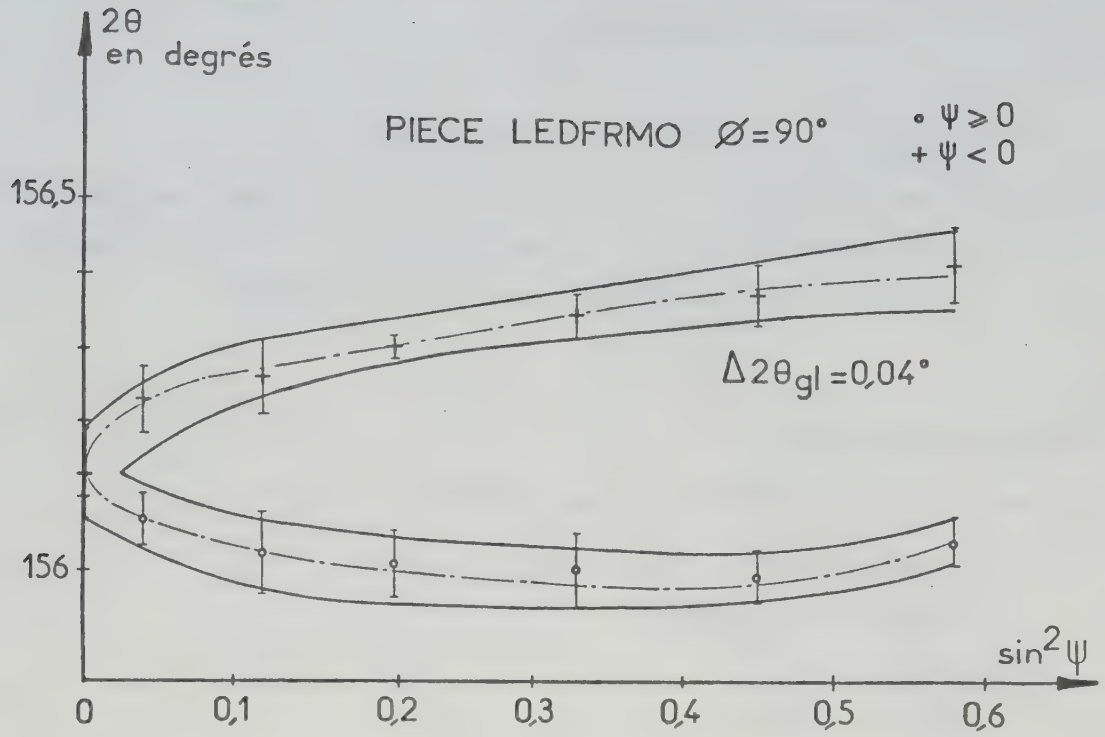


Figure 91 - Reproductibilité des mesures

VI.2.1.2 - Tableau de résultats

Les essais ont été effectués uniquement sur deux séries de pièces tournées (LDF et LEDF).
Les résultats des mesures de contraintes résiduelles effectuées en fonction des conditions de rectification cylindrique apparaissent dans le tableau XII.

Dans les deux cas de mesures de contraintes (σ_L et σ_T) nous avons réalisé de nouveau un test d'identité des populations prises deux à deux afin de vérifier que le paramètre contrainte est un moyen de caractériser le mode d'usinage.

Pour déterminer la valeur de la contrainte et son écart-type à partir des 6 mesures effectuées sur chaque série, nous avons appliqué la méthode du maximum de vraisemblance.

MO	M	UO	UMO	UM	U	LDFR	
6,9±1,2	6,1±0,4	7,5±1,3	8,2±1	7,1±0,8	13±2,7	R_t µm	Etats de Surface
7,5±0,8	6,3±0,6	8,5±1,6	10,1±1,9	6,9±1,2	12,9±1,8	R_m µm	
5,1±0,4	5,1±0,3	5,7±0,5	6,9±0,6	5,5±0,3	10,2±1,7	R_z µm	
2,6±0,7	3,2±0,6	3,5±0,9	4,4±0,9	3,3±0,7	5,8±1,5	H_{mo} µm	
5,8±0,6	5,4±0,6	6,2±0,7	7,7±1,2	5,5±0,5	11,2±2,1	H_{ma} µm	
-16±15	95±16	-21±14	-14±16	50±14	156±18	σ_T MPa	Contraintes
-224±20	-128±13	-247±18	-211±21	-131±20	-78±18	σ_L MPa	

a) Résultats pour la série LDF rectifiée

MO	M	UO	UMO	UM	U	LEDFR	
6±1,5	6,7±0,5	5,7±0,7	5,8±0,8	7±0,8	13,9±0,9	R_t µm	Etats de Surface
7,1±2,9	6,9±0,6	5,8±0,7	7±0,4	6,5±0,9	15±1	R_m µm	
4,2±0,5	5,3±0,4	4,3±0,4	4,7±0,3	5,5±0,4	11±0,5	R_z µm	
2,1±0,7	2,9±0,7	2,3±0,6	2,7±0,8	3±0,7	6,2±1,6	H_{mo} µm	
4,8±0,8	5,4±0,4	4,4±0,5	4,8±0,2	5,7±0,6	13,2±1,7	H_{ma} µm	
-41±12	75±19	-18±10	-32±11	59±4	194±19	σ_T MPa	Contraintes
-201±23	-97±24	-196±22	-160±30	-142±28	-31±21	σ_L MPa	

b) Résultats pour la série LEDF rectifiée

Tableau XII - Mesures des contraintes résiduelles σ_L et σ_T et des paramètres d'état de surface R_t, R_m, R_z, H_{moy} et H_{max}

Nous avons choisi de caractériser l'évolution des contraintes résiduelles en fonction :

- des paramètres géométriques d'état de surface R_t et H_{moy},
- des différentes conditions d'usinage.

VI.2.1.3 - Discussion

a) sens perpendiculaire aux stries d'usinage (σ_L)

- Sur la figure 92a-b, on constate en rectification cylindrique que les contraintes résiduelles dans le sens perpendiculaire aux stries d'usinage varient entre -80 MPa pour une pièce rectifiée "dUre" à -250 MPa pour une pièce "dUre-dOuce "(UO) pour la série ayant subi un tournage "Laminée-Demi-finie-Finie" (LDF).

  Pour la série tournée "Laminée-Ebauchée-Demi-finie-Finie" (LEDF) ces contraintes (figure 94) varient de -30 MPa pour une pièce rectifiée "dUre" (U) à -200 MPa pour une pièce rectifiée "Moyenne-dOuce" (MO). Ces mesures ont une précision de 15 à 30 MPa. Dans ce sens, les contraintes résiduelles sont toujours de compression.

- Sur la figure 93 et 95, on remarque que chaque mode d'usinage fournit des contraintes résiduelles différentes.

  . Pour la rectification dure, elles varient de -31 MPa pour les pièces de la série "Laminée-Ebauchée-Demi-finie-Finie" (LEDF) à -78 MPa pour celles de la série "Laminée-Demi-finie-Finie" (LDF) avec une précision de 20 MPa.

  . Pour la rectification moyenne, elles varient de -97 MPa pour les pièces "Moyenne" à -142 MPa pour les pièces "dUre-Moyenne" de la série LEDF avec une précision de 15 à 30 MPa.

  . Pour la rectification douce, elles varient de -160 MPa pour les pièces "dUre-Moyenne-dOuce" de la série LEDF à -247 MPa pour les pièces dUre-dOuce" de la série LDF avec une précision de 20 à 30 MPa.

Nous observons une diminution de la valeur des contraintes résiduelles σ_L de compression en utilisant une rectification de plus en plus fine.

b) Sens parallèle aux stries d'usinage (σ_T)

- Sur la figure 96a-b, on note que les contraintes résiduelles dans le sens parallèle aux stries d'usinage varient entre

-20 MPa pour une pièce rectifiée "dUre-dOuce" et 155 MPa pour une pièce rectifiée "dUre" pour la série LDF. Ces mesures ont une précision de 5 à 20 MPa.

Dans ce cas, les contraintes résiduelles ont des valeurs relatives plus grandes que dans le sens perpendiculaire aux stries d'usinage.

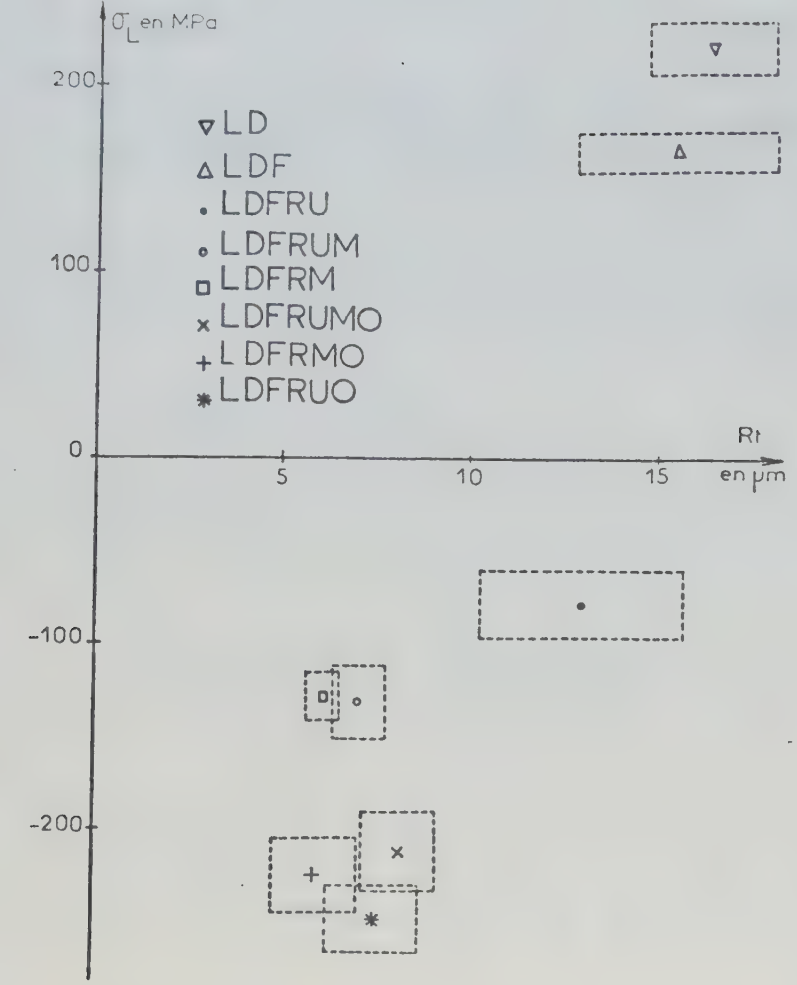
- Sur la figure 97 et 99, on remarque que les contraintes :

  . Pour la rectification dure, varient de 156 MPa pour les pièces de la série LDF à 194 MPa pour celles de la série LEDF avec une précision de 20 MPa.

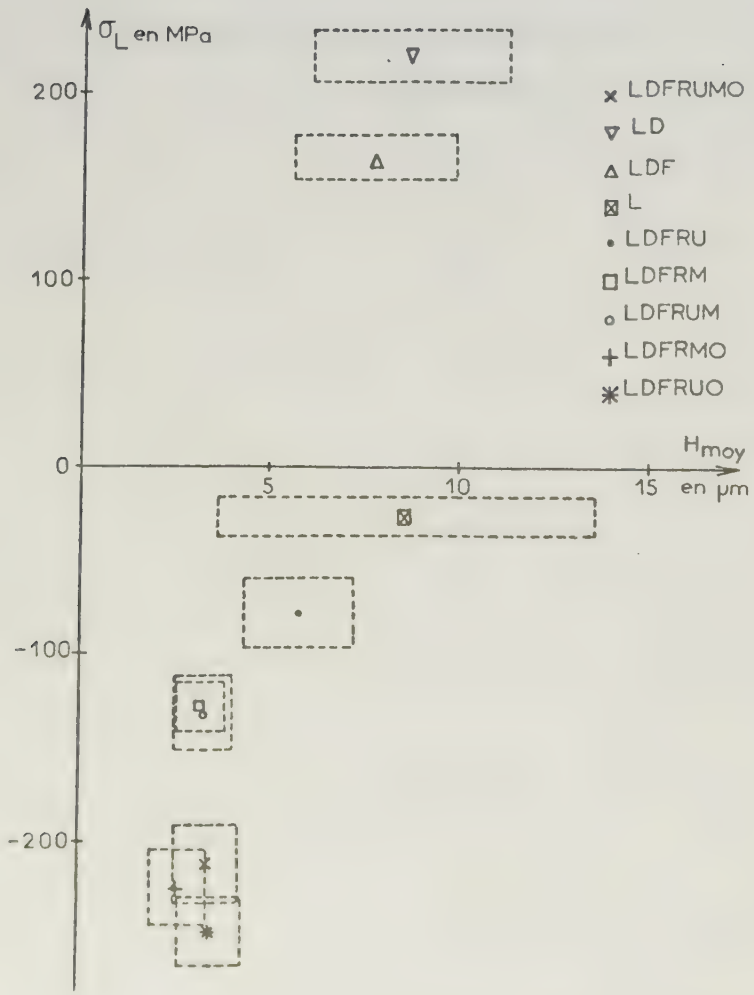
  . Pour la rectification moyenne, varient de 50 MPa pour les pièces "dUre-Moyenne" à 95 MPa pour les pièces "Moyenne" de la série LDF avec une précision de 16 à 18 MPa.

  . Pour la rectification douce, varient de -40 MPa pour les pièces "Moyenne-dOuce" de la série LEDF à -14 MPa pour les pièces "dUre-Moyenne-dOuce" de la série LDF avec une précision de 11 à 16 MPa.

On constate qu'une rectification de plus en plus fine fait passer les contraintes résiduelles σ_T de traction en compression.

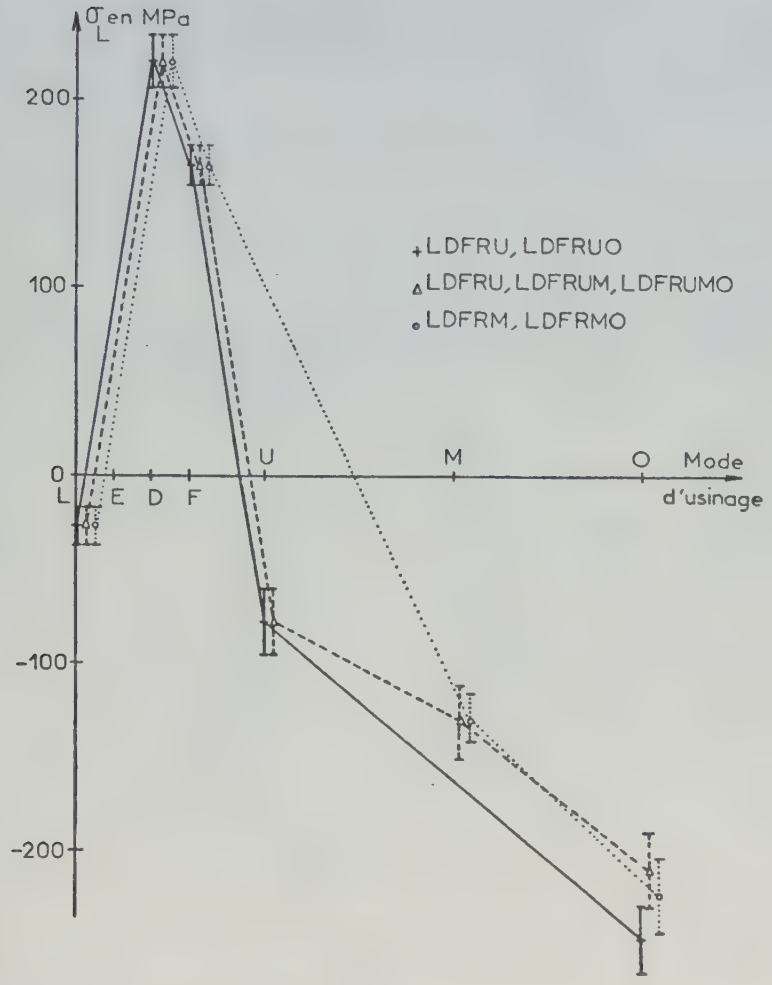


a) Contrainte perpendiculaire aux stries d'usinage $\sigma_L = f(R_t)$



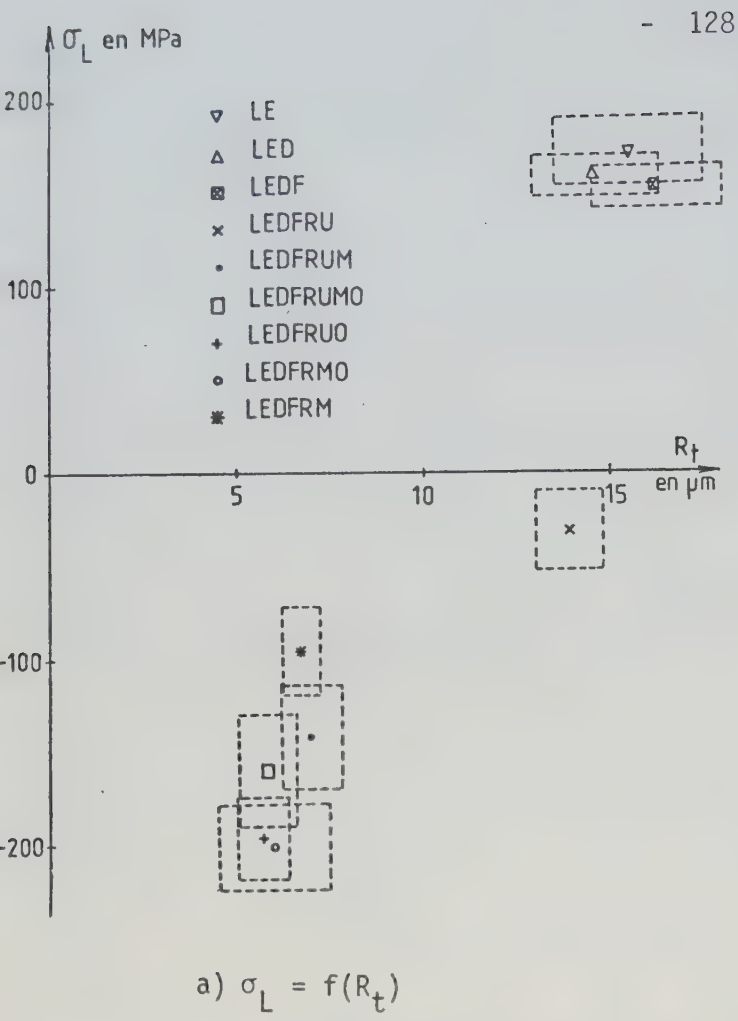
b) Contrainte perpendiculaire aux stries d'usinage $\sigma_L = f(H_{moy})$

Figure 92 - Résultats pour la série LDF rectifiée

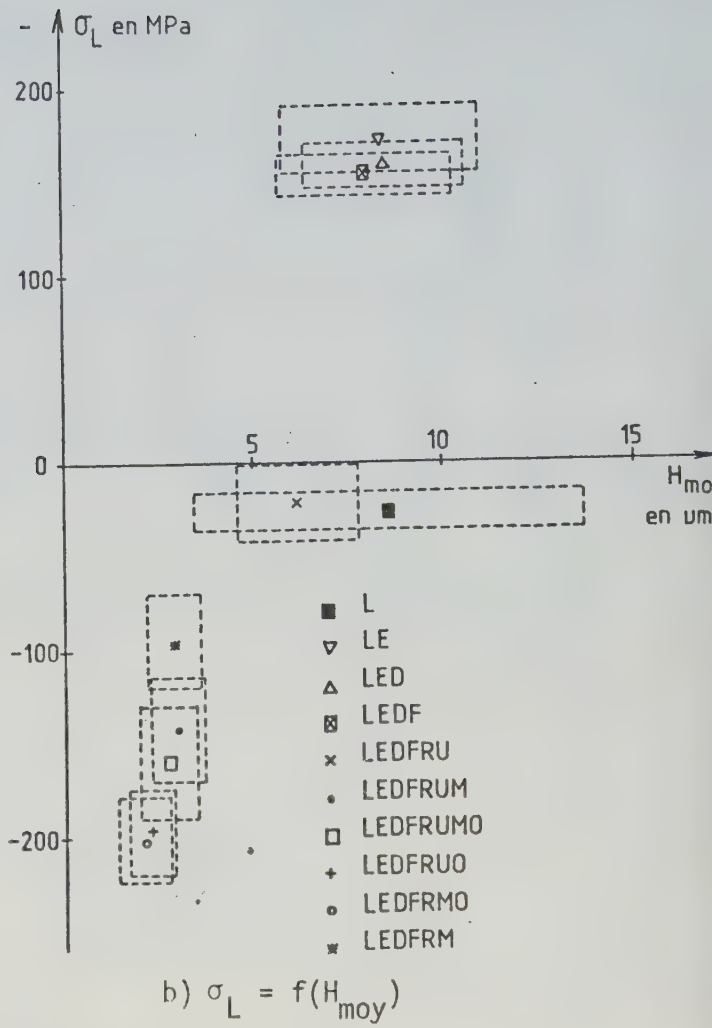


Série LDF rectifiée

Figure 93 - Contrainte perpendiculaire aux stries d'usinage en fonction du mode d'usinage (σ_L = f(mode d'usinage)

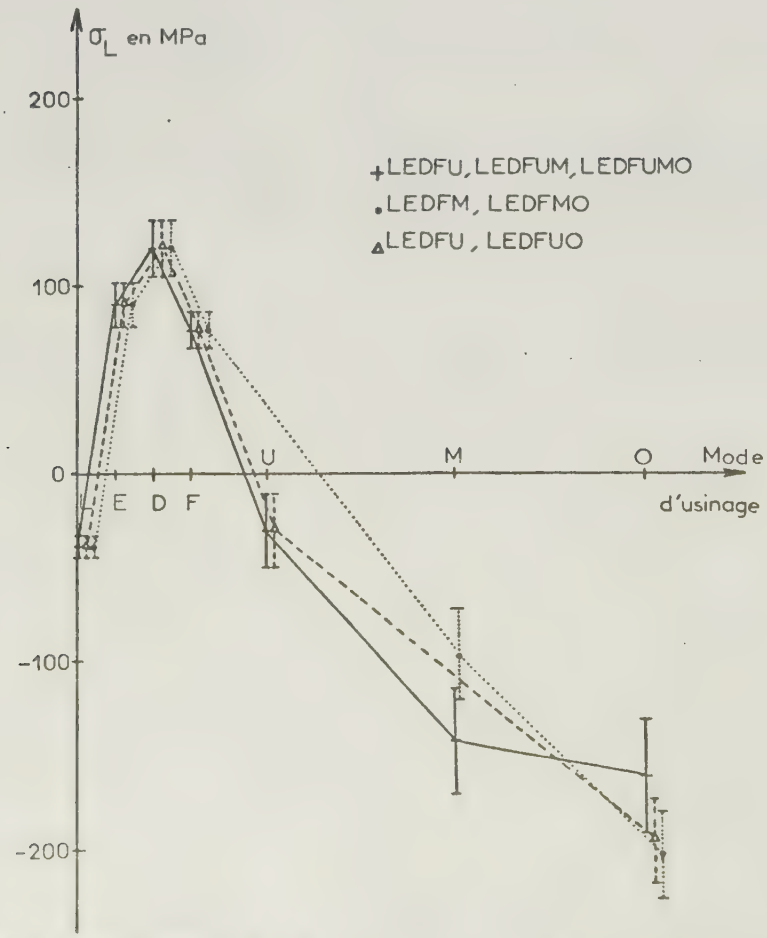


a) $\sigma_L = f(R_t)$



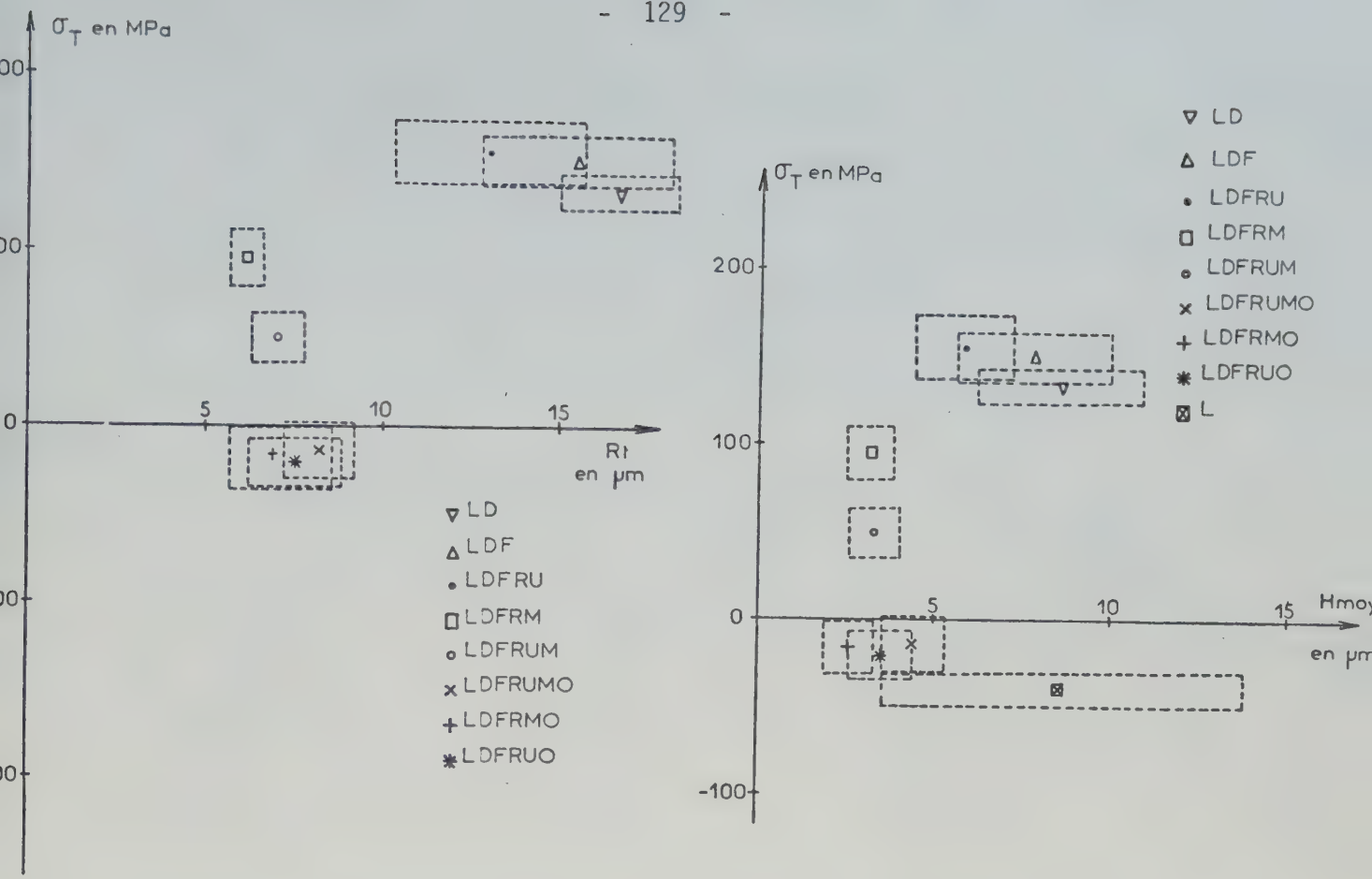
b) $\sigma_L = f(H_{moy})$

Figure 94 - Résultats pour la série LEDF rectifiée



$\sigma_L = f$(mode d'usinage)

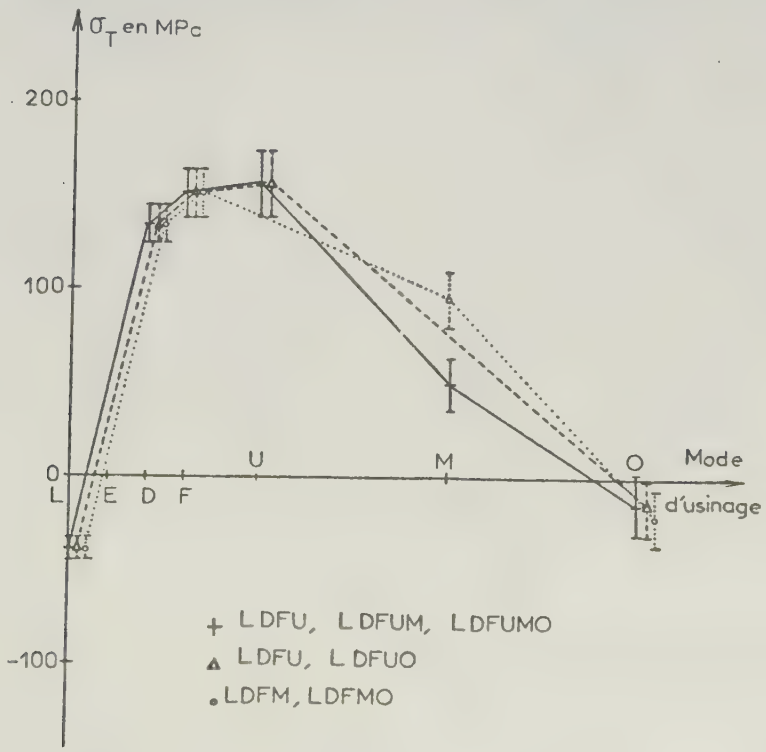
Figure 95 - Résultats en fonction du mode d'usinage pour la série LEDF



a) $\sigma_T = f(R_t)$

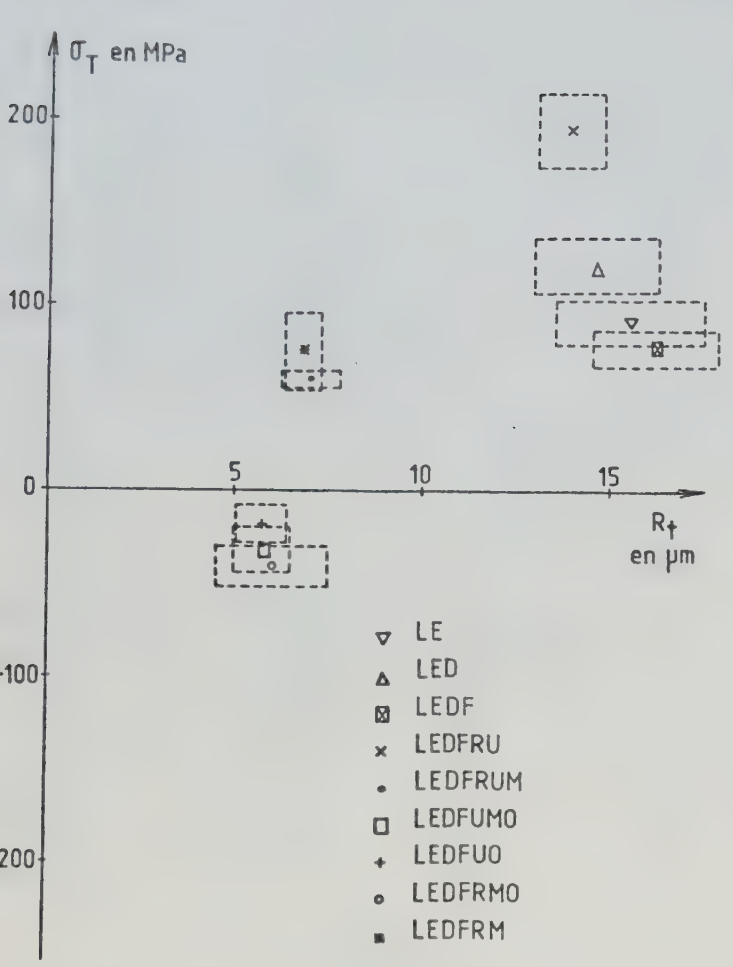
b) $\sigma_T = f(H_{moy})$

Figure 96 - Résultats pour la série LDF rectifié

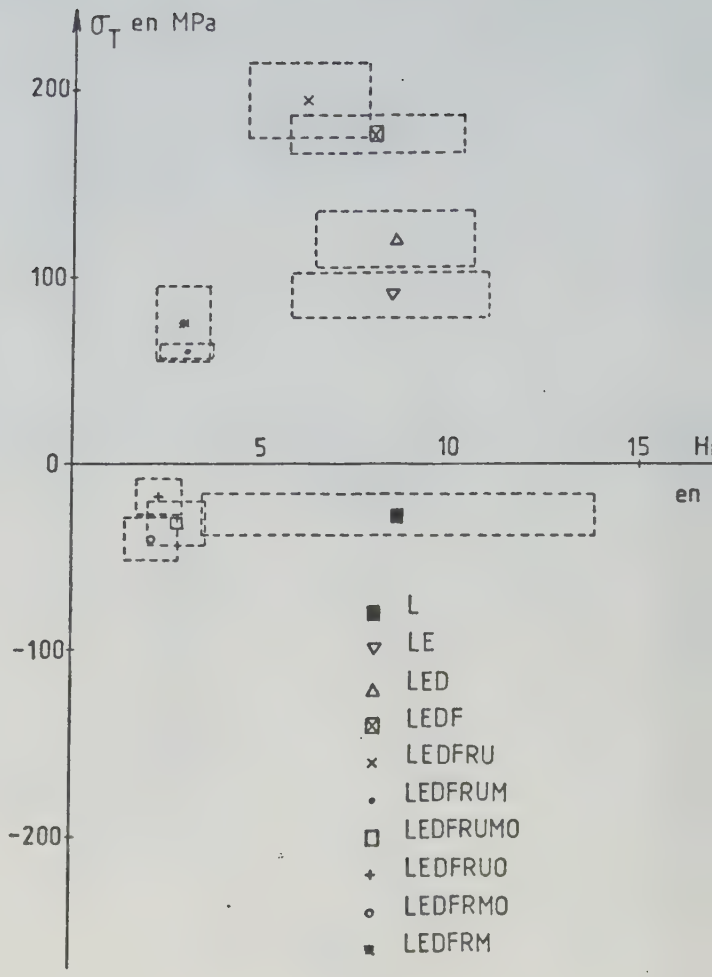


$\sigma_T = f$(mode d'usinage)

Figure 97 - Résultats en fonction du mode d'usinage pour la série LDF

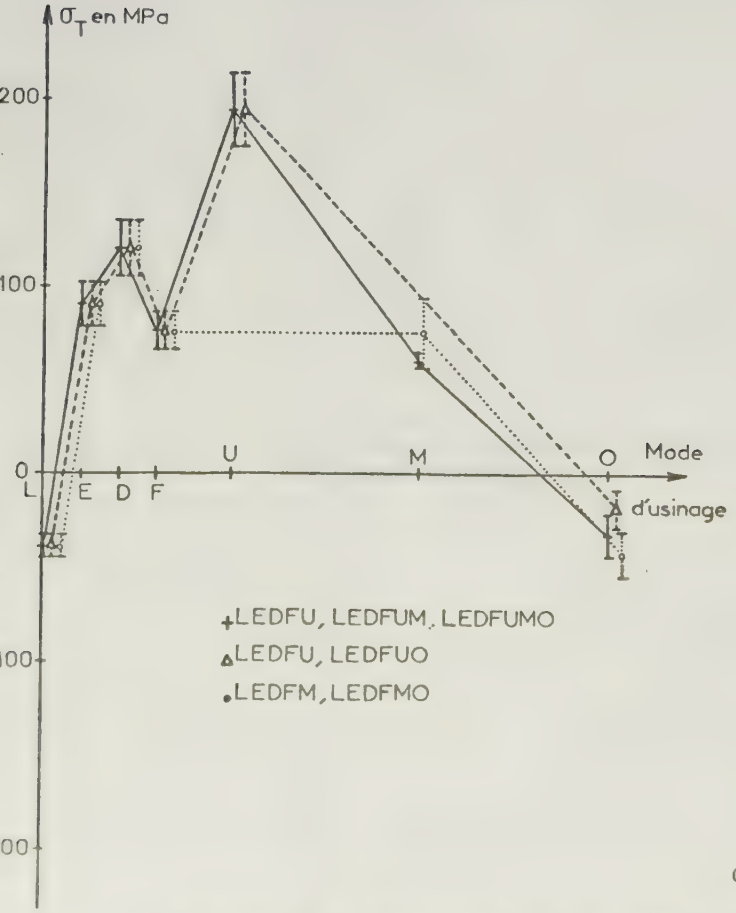


a) $\sigma_T = f(R_t)$



b) $\sigma_T = f(H_{moy})$

Figure 98 - Résultats pour la série LEDF rectifiée



$\sigma_T = f$(mode d'usinage)

Figure 99 - Résultats en fonction du mode d'usinage pour la série LEDF

c) Influence des paramètres géométriques

Les figures 92-94-96-98 montrent que les paramètres géométriques (R_t ou H_{moy}) diminuent (de 15 à 5 µm) et que les contraintes résiduelles décroissent en valeurs relatives (de 156 à -16 MPa pour σ_T et de -80 à -250 MPa pour σ_L) pour une rectification de plus en plus fine.

Par contre, ces quatres figures ne permettent pas de conclure sur un éventuel lien entre les contraintes résiduelles et les états de surface.

d) Influence des opérations antérieures

Les figures 100-101 permettent de faire la comparaison entre deux pièces ayant subi la même rectification (UMO) après un tournage différent (LEDF ou LDF). On constate que seul le dernier mode d'usinage fixe la valeur des contraintes résiduelles. Cette valeur est indépendante des opérations d'usinage (tournage ou rectification) subies antérieurement par la pièce.

Cette conclusion justifie notre choix d'effectuer les essais uniquement sur deux séries de pièces (LDF et LEDF).

En conséquence, pour l'étude en profondeur, nous limiterons nos essais à un exemple de série tournée : LDF.

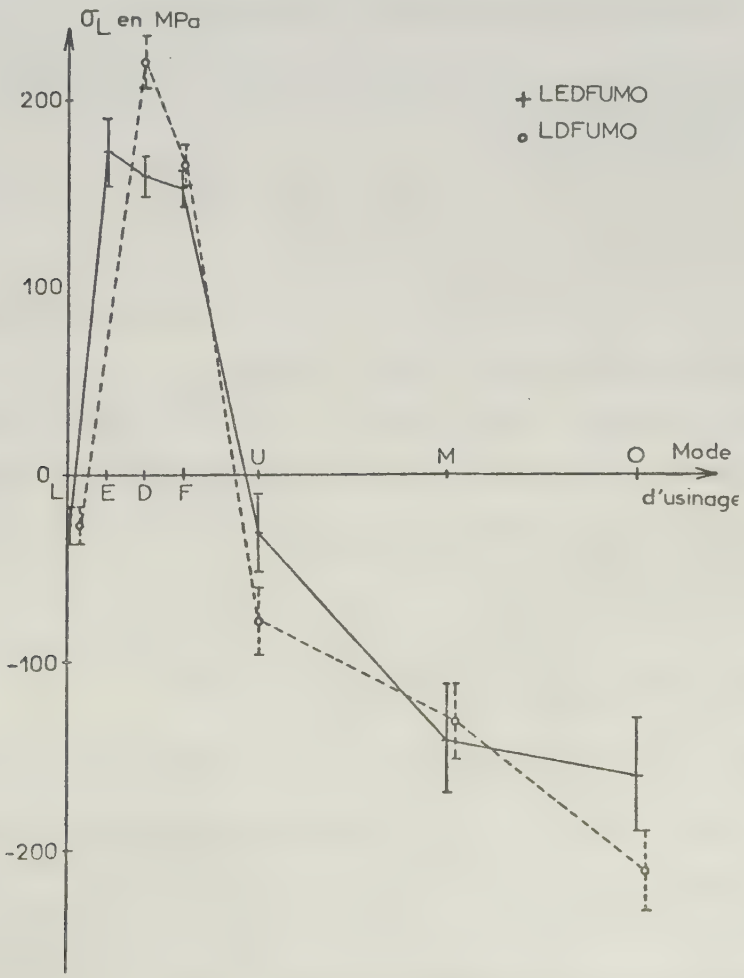


Figure 100 - Influence des opérations antérieures sur la contrainte σ_L

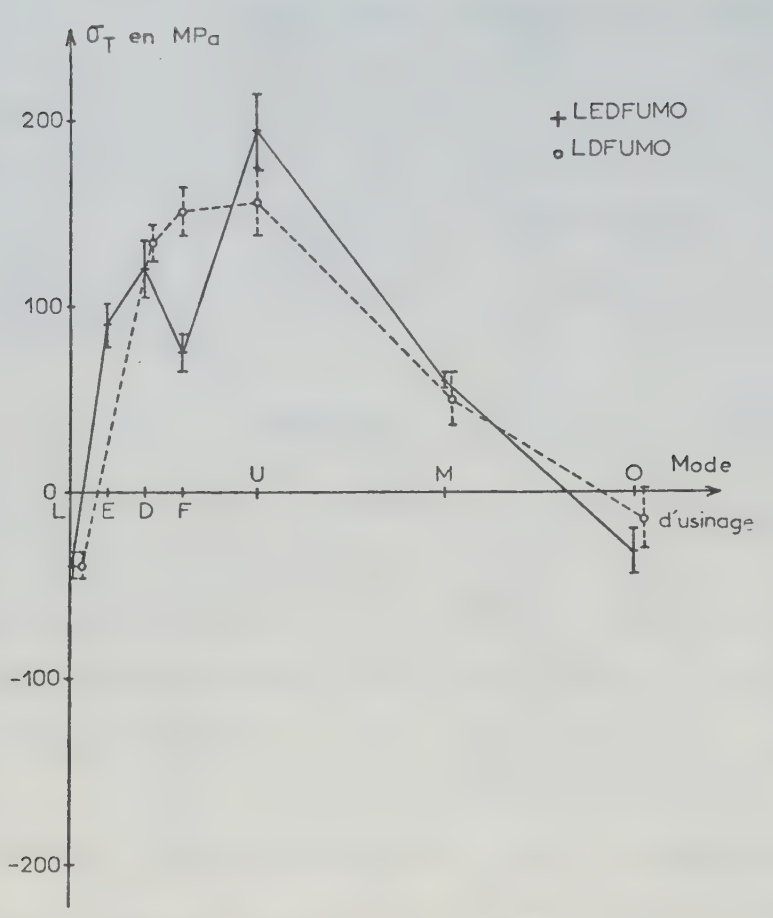


Figure 101 - Influence des opérations antérieures sur la contrainte σ_T

Sur les figures 100 et 101, on constate également que lorsque la rectification devient de plus en plus fine :

- dans le sens parallèle aux stries d'usinage les contraintes de traction diminuent et passent en compression,
- dans le sens perpendiculaire aux stries d'usinage les contraintes de compression augmentent en valeur absolue.

En effet, comme le grain est plus fin, la pression de la meule et la surface de contact meule-pièce sont plus grandes ce qui expliquerait l'évolution des contraintes avec la finesse de la rectification. Ceci confirmerait les explications de FRANZ [56-57].

VI.2.1.4 - Conclusions sur les résultats en surface

- Au niveau de la rectification

. Pour un acier XC 38, les contraintes résiduelles superficielles en rectification cylindrique sont en compression dans le sens perpendiculaire aux stries d'usinage (σ_L). Dans le sens parallèle aux stries d'usinage (σ_T), elles passent de traction en compression selon le mode

d'usinage utilisé mais sont plus importantes que dans le sens parallèle

$$\sigma_L < \sigma_T$$

Ces conclusions rejoignent celles de YOSHIOKA [43] et SYREN [50-51] qui ont également travaillé sur des aciers au carbone. Les différences plus importantes qu'ils trouvent entre les valeurs de la traction et de la compression peuvent provenir du traitement thermique subi par les échantillons avant la rectification.

Par contre, le résultat ($\sigma_L < \sigma_T$) est contraire de celui trouvé en tournage ($\sigma_T < \sigma_L$). Ceci peut se justifier car en rectification la direction de l'effort de coupe et celle de frottement sont dans le même sens c'est-à-dire perpendiculaire à la surface de la pièce.

. Les contraintes résiduelles évoluent en fonction de la finesse de la rectification utilisée.

. La gamme d'usinage utilisée pour réaliser une pièce n'a aucune influence sur la valeur finale des contraintes résiduelles. Celles-ci sont déterminées par la dernière rectification utilisée.

- Au niveau de la mesure

. On retrouve bien dans tous les cas l'ouverture de la courbe $2\theta = f(\sin^2\psi)$ dans le sens parallèle aux stries d'usinage comme le trouvaient les auteurs cités. Il est donc nécessaire d'effectuer systématiquement l'enregistrement des pics de diffraction pour les valeurs de ψ positives et négatives dans le sens parallèle aux stries d'usinage.

. Dans le sens perpendiculaire aux stries d'usinage, la courbe $2\theta = f(\sin^2\psi)$ est linéaire donc il est suffisant d'effectuer les mesures pour les valeurs de ψ positives.

. L'ouverture de la courbe $2\theta = f(\sin^2\psi)$ révèle donc la présence de contraintes de cisaillement σ_{23} que nous allons maintenant caractériser lors de l'étude en profondeur des pièces.

VI.2.2 - Etude en profondeur

VI.2.2.1 - Deroulement des mesures

De même qu'en tournage (§V.2.2.1) nous utiliserons la méthode de DOLLE-COHEN-HAUK avec la valeur de $2\theta_o$ corrigée (156,339°) pour déterminer le tenseur des contraintes. Le tableau XIII fournit un exemple de résultats obtenus

Les essais en profondeur ont été réalisés sur cinq pièces qui ont subi comme dernière opération :

- une, la rectification dure (U),
- deux, la rectification moyenne (UM et M),
- deux, la rectification douce (UMO et UO).

LDFR4UM/1 10 MICRONS DE PROFONDEUR

TENSEUR DES DEFORMATIONS

-369. +/- 91.	161. +/- 74.	-23. +/- 34.
161. +/- 74.	147. +/- 65.	238. +/- 46.
-23. +/- 34.	238. +/- 46.	45. +/- 23.

TENSEUR DES CONTRAINTES

-83. +/- 20.	28. +/- 13.	-4. +/- 6.
28. +/- 13.	6. +/- 17.	41. +/- 8.
-4. +/- 6.	41. +/- 8.	-12. +/- 13.

CONTRAINTE EQUIVALENTE(MPA) = 118. +/- 31.

CONTRAINTE HYDROSTATIQUE(MPA) = -30. +/- 10.

Tableau XIII - Tenseur des déformations et des contraintes pour la pièce rectifiée LDFRUM

V.2.2.2 - Résultats des essais

Les résultats pour σ_{11} et σ_{22} apparaissent sur la figure 102.

- Evolution de σ_{11} en fonction de la profondeur

TYPE DE PIECE	POSITION DU MAXIMUM EN µm	VALEUR DU MAXIMUM EN MPa
LDFRU	125	170
LDFRM	80	220
LDFRUM	80	150
LDFRUO	100	180
LDFRUMO	110	150

Tableau XIV - Position et valeur du maximum de traction de la contrainte σ_{11}

Sur la figure 102, on trouve, pour toutes les courbes σ_{11} = f(profondeur), la forme suivante :

- une compression en surface de -100 à -250 MPa,
- un maximum de traction de 150 à 220 MPa pour une profondeur de 100 µm environ (tableau XIV).

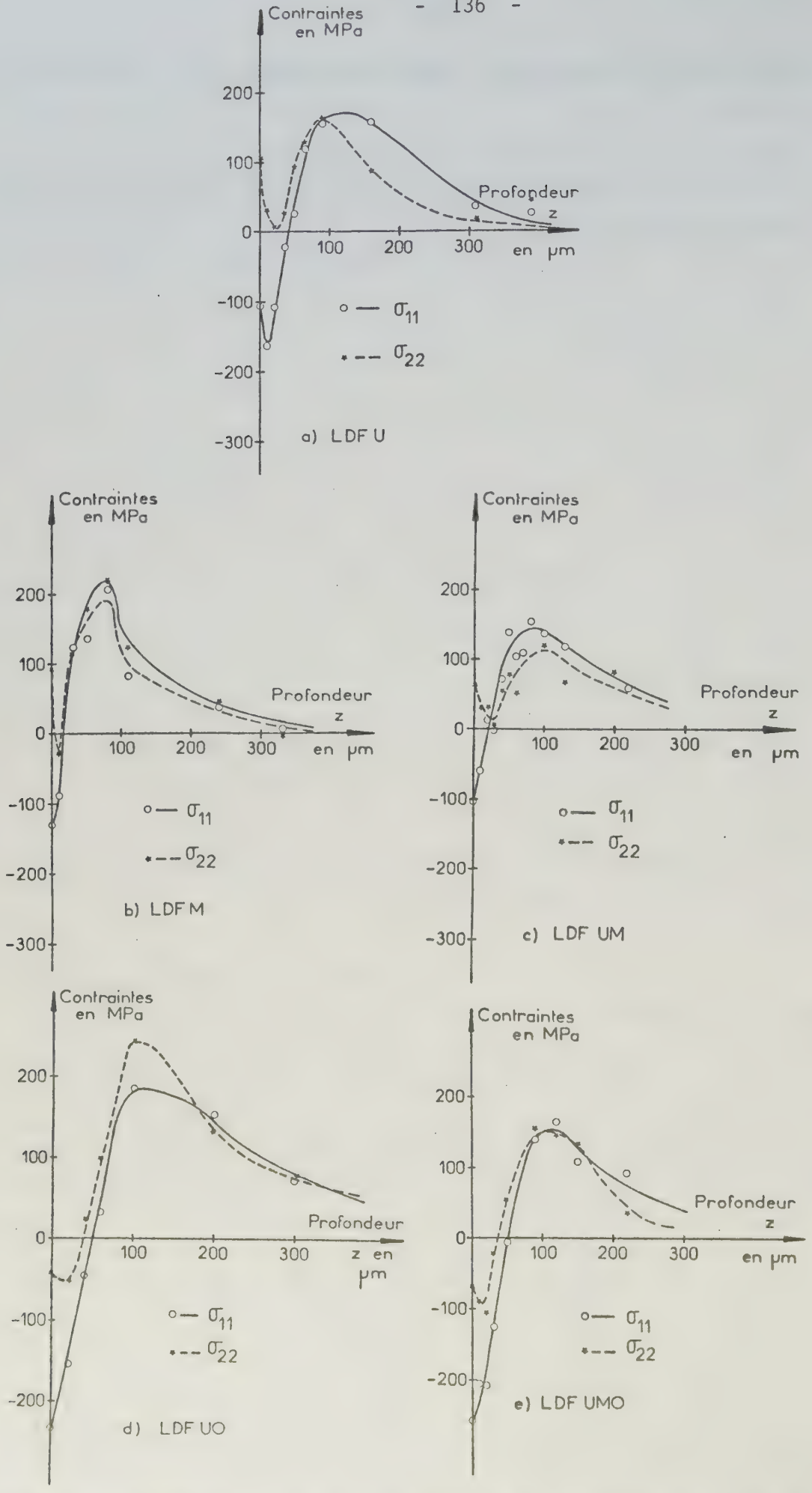


Figure 102 - Courbes σ_{11} et σ_{22} en fonction de la profondeur (z) pour les pièces rectifiées

La zone en compression varie de 16 µm pour la pièce rectifiée "Moyenne" (LDFRM) à 50 µm pour la pièce rectifiée "dUre-Moyenne-dOuce" (LDFRUMO).

- Evolution de σ_{22} en fonction de la profondeur

TYPE DE PIECE	POSITION DU MINIMUM EN µm	CONTRAINTE DU MINIMUM EN MPa	POSITION DU MAXIMUM EN µm	CONTRAINTE DU MAXIMUM EN MPa
LDF RU	20	0	90	160
LDF RM	10	- 30	80	190
LDF RUM	30	10	100	110
LDF RUO	20	- 50	110	240
LDF RUMO	15	- 90	110	150

Tableau XV - Position et valeur du maximum et du minimum de contrainte σ_{22}

Pour toutes les courbes σ_{22} = f(profondeur) nous observons sur la figure 102 et le tableau XV :

- un minimum assez prononcé pour les rectifications dure et Moyenne et faible pour la rectification douce. Celui-ci se situe à 10 ou 30 µm de la surface.
- un maximum de traction de 110 à 240 MPa pour une profondeur d'environ 100 µm et ceci quelle que soit la rectification.

En surface, nous avons des contraintes de traction pour la rectification dure et moyenne mais de compression pour la rectification douce.

La profondeur perturbée par la rectification dans tous les cas est de 350 à 500 µm.

- Interprétation des courbes σ_{11} et σ_{22} en fonction de la profondeur

On constate que l'allure générale des courbes correspond à celle d'une rectification traditionnelle [1, 2, 44, 66] . Il est possible, à partir des études de SNOEYS [5] SKALLI [73] et SAUVAIRE [74] de fournir une explication sur la forme de ces courbes. Pour cela, on peut définir plusieurs zones (figure 103).

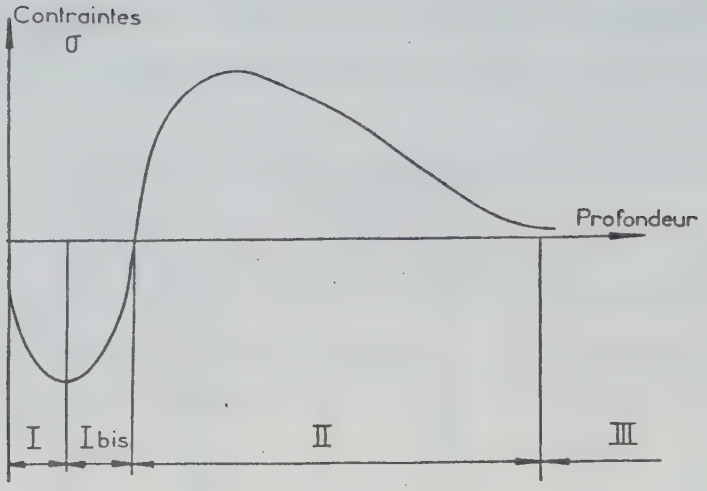


Figure 103 - Répartition des contraintes pour un acier XC 38

ZONE I

Elle est apparente ou faible pour σ_{11} et pour σ_{22} dans les dix à quinze premiers microns sous la surface. Cette variation de contrainte entre la surface et le minimum de compression traduit certainement l'effet de décarburation des couches extrêmes des surfaces rectifiées.

Ce minimum apparaît également dans les études de SYREN [48 à 51] et SCHREIBER [68] .

ZONE 1 bis

Ici, les contraintes sont provoquées par les effets mécaniques et thermiques. Il y a donc simultanément des contraintes dues à une déformation plastique et des contraintes dues à une transformation métallographique. Ces deux effets provoquent des contraintes de traction.

ZONE II

Dans ce cas, l'effet thermique est prépondérant. Cette zone, au cours de la rectification, est portée à une température inférieure à celle du point de transformation AC1 (720°C) et des contraintes de traction sont créées au cours du refroidissement.

ZONE III

Le matériau n'est pas affecté par la rectification

REMARQUE

Nous n'observons pas, dans notre cas, de contraintes de compression dans la zone III alors qu'elles existent afin de compenser les contraintes de tension.

Ceci est dû à la précision des mesures (≃ 15 MPa).

- Evolution des contraintes de cisaillement σ_{23} en fonction de la profondeur

Nous constatons sur l'exemple du tableau XIII que la rectification cylindrique n'engendre pas de contraintes de cisaillement σ_{12} et σ_{13}. Par contre, nous avons la présence de contraintes σ_{23}.

La figure 104 montre l'évolution de σ_{23} en fonction de la profondeur pour les différentes sortes de rectification.

TYPE DE PIECE	PROFONDEUR AFFECTEE EN µm	VALEUR MAXIMUM DE LA CONTRAINTE EN MPa
LDF RU	100	45
LDF RM	80	45
LDF RUM	80	45
LDF RUO	70	60
LDF RUMO	60	60

Tableau XVI - Position et valeur du maximum de contrainte

On remarque, à partir du tableau XVI, que la zone affectée est la plus importante pour la rectification dure (100 µm) et qu'elle est minimale pour la rectification douce (60 µm). Elle dépend donc de la profondeur de passe utilisée. La profondeur affectée se détermine également par la disparition de la non-linéarité de la courbe $2\theta = f(\sin^2 \psi)$.

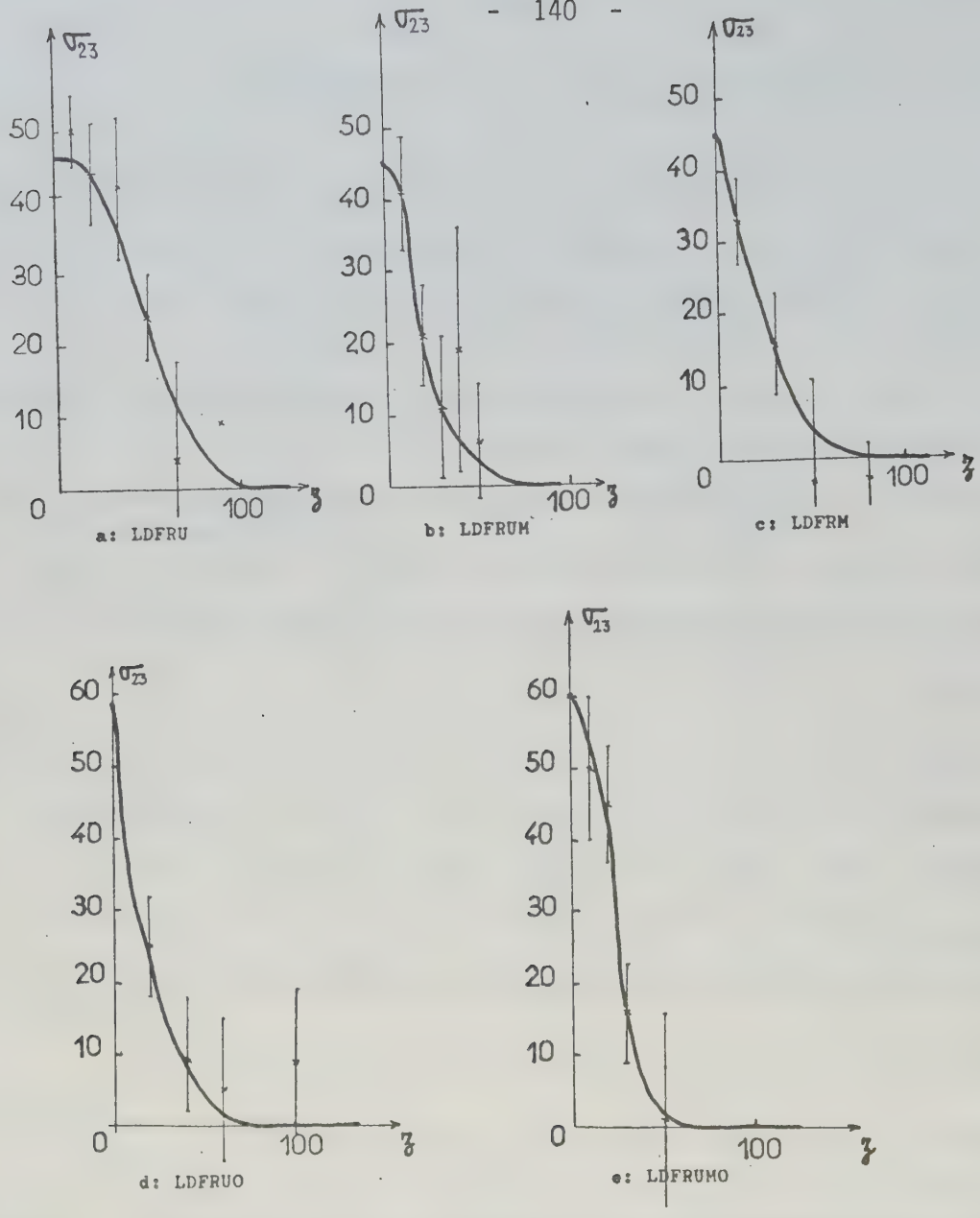


Figure 104 - Evolution de σ_{23} en fonction de la profondeur pour différents modès d'usinage

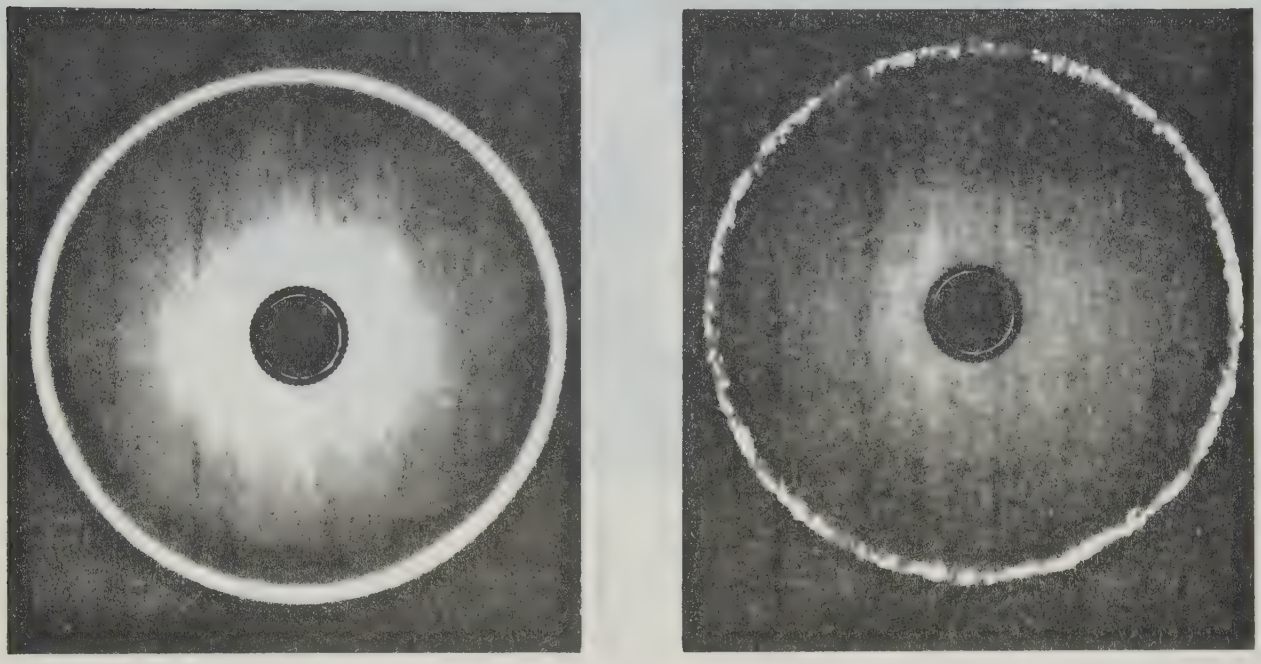
Ici, comme nous avons seulement la contrainte σ_{23} , nous n'aurons plus une rotation du repère principal par rapport au repère de la pièce dans l'espace comme dans le cas du tournage (présence de σ_{12} et σ_{23}) mais seulement dans le plan (P_2 O P_3) perpendiculaire à l'axe de la pièce. En effet, la direction de l'effort de coupe et celle du frottement sont parallèles (voir § VI.2.3) et la courbe $2\theta = f(\sin^2 \psi)$ pour $\emptyset = 0°$ est linéaire.

Toutes les pièces présentent le même type de courbe et la contrainte de cisaillement en surface varie de 45 à 60 MPa.

VI.2.2.3 - Influence de l'écrouissage

a) Diagrammes en retour

La figure 105 montre l'effet de l'écrouissage sur les raies en retour.



a) Diffraction à la surface de la pièce

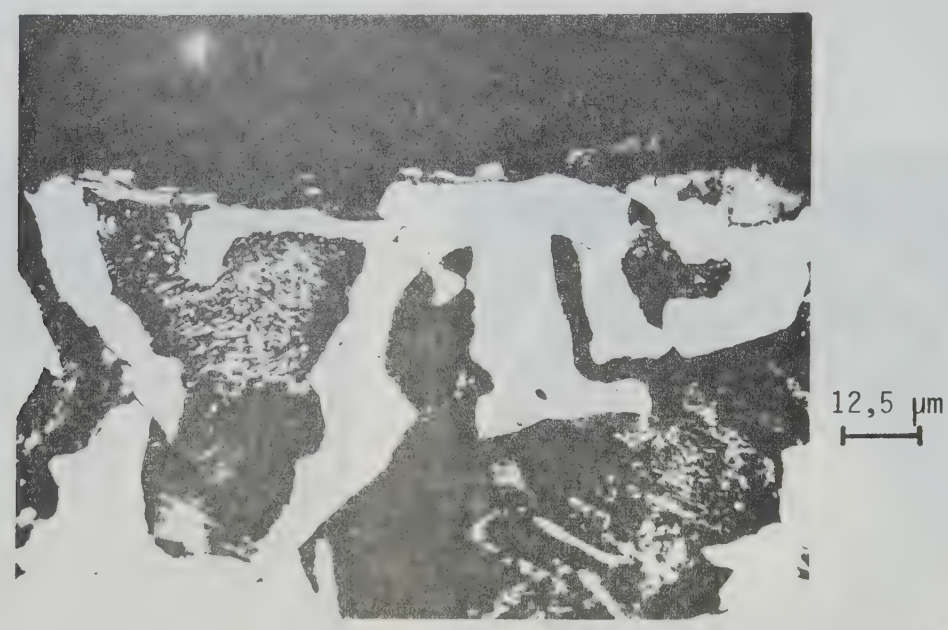
b) Diffraction à 330 µm de la surface de la pièce.

Figure 105 - Influence de l'écrouissage dû à la rectification cylindrique sur la raie {220} α (anticathode F_e) sur la pièce LDFRM

La raie de diffraction large en surface à cause de l'écrouissage s'affine et devient légèrement discontinue lorsque la couche écrouie est enlevée.

b) Micrographie des surfaces

De même qu'en tournage, nous avons prélevé un échantillon sur une pièce LDF RU (figure 106).



a) Micrographie (X800) de la pièce LDF RU dans le plan de coupe parallèle aux stries d'usinage

b) Micrographie de la même pièce dans le plan de coupe perpendiculaire aux stries d'usinage

Figure 106 - Effet de la rectification sur la surface

Contrairement au tournage, on ne retrouve pas d'élongation des grains sous la surface du fait que l'arrachement de matière est moindre et qu'il est effectué par un outil de forme plus petite (les grains de meule).

c) Etude de la largeur à mi-hauteur

L'étude de la largeur à mi-hauteur (figure 107) permet de connaître la profondeur affectée par l'écrouissage. Elle est de l'ordre de 100 µm.

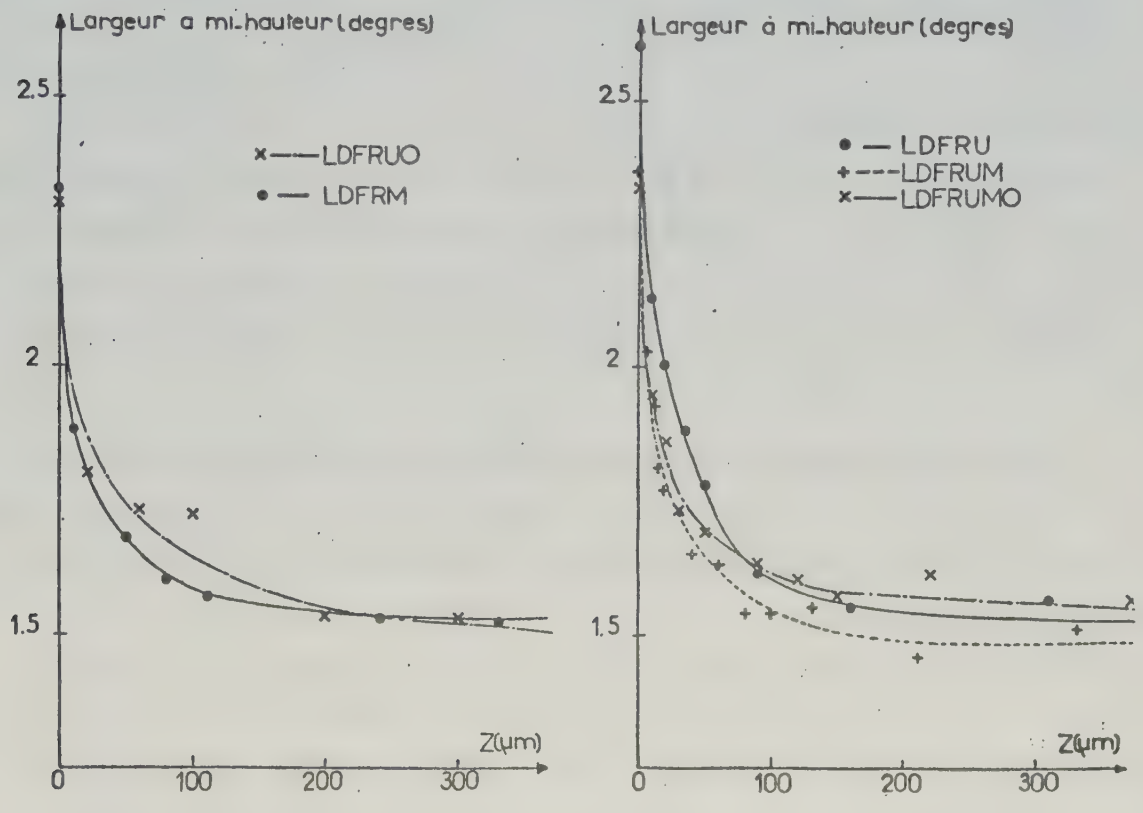


Figure 107 - Largeur à mi-hauteur en fonction de la profondeur

On constate également sur ces courbes que la profondeur affectée par la rectification cylindrique est indépendante du processus d'élaboration de la pièce puisque la courbe b = f(z) est toujours sensiblement identique.

VI.2.2.4 - Conclusions sur l'étude en profondeur

- Au niveau de la rectification cylindrique

. Pour un acier XC 38, la zone affectée par les contraintes résiduelles est de 350 à 500 µm, et la zone affectée par la déformation plastique de 100 µm.

. La contrainte σ_{22} présentent un minimum pour une profondeur de 10 à 20 µm.

. Les contraintes σ_{11} et σ_{22} présentent un maximum de traction pour une profondeur de 100 à 150 µm.

. Seules les contraintes de cisaillement σ_{23} existent en rectification cylindrique.

. Plus la rectification est fine, plus la zone affectée par la contrainte σ_{23} est faible. En surface, elle est plus importante pour une rectification douce.

. Les profondeurs affectées par la rectification sont indépendantes de la gamme d'usinage utilisée.

- Au niveau de la mesure

. L'ouverture de la courbe $2\theta = f(\sin^2 \psi)$ disparaît aux environs de 100 µm, ceci correspond à la disparition de la contrainte de cisaillement σ_{23} .

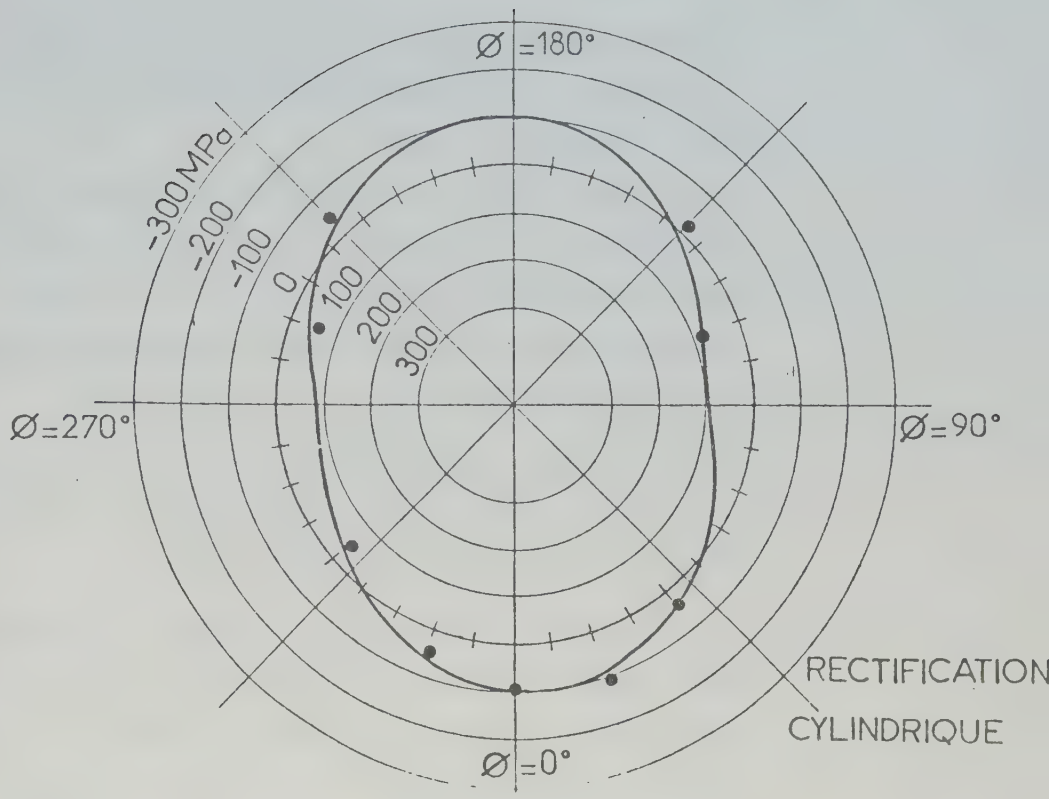
. La largeur à mi-hauteur des pics de diffraction et le film en retour mettent en évidence un écrouissage superficiel du métal ($\simeq$ 100 µm).

VI.2.3 - Etude du diagramme polaire $\sigma_\phi = f(\emptyset)$ en rectification cylindrique

Nous avons vu au § V.2.3 qu'il était intéressant de connaître l'état des contraintes résiduelles en fonction de l'angle $\emptyset$. Les résultats obtenus sont donnés à la figure 108.

Ø	$\sigma_{Ø}$ MPa
0°	-89
20°	-107
40°	- 39
110°	79
135°	-20
225°	-36
250°	61
310°	45
340°	-50
σ_{11}	-100
σ_{22}	86
σ_{12}	-20
$Ø_I$	6°

a) Tableau des mesures



b) Représentation de $\sigma_{\phi} = f(Ø)$

Figure 108 - Diagramme polaire en rectification cylindrique

De même qu'en rectification plane, on constate que l'angle $Ø_I$ entre le repère de la pièce et le repère principal est faible ($Ø_I \simeq 0°$). Ceci s'explique par le fait que dans les deux cas de rectification, la force de frottement de l'outil et la force de coupe sont perpendiculaires à la surface de la pièce. En En tournage, ces deux forces n'avaient pas la même direction.

VI.2.4 - Conclusions sur la rectification

Cette étude a permis de tirer un certain nombre de renseignements.

- Au niveau de la mesure

. La courbe $2\theta = f(\sin^2 \psi)$ est linéaire dans le sens perpendiculaire aux stries d'usinage.

. Cette courbe, dans le sens parallèle aux stries d'usinage, n'est pas linéaire. Ceci nécessite donc des mesures pour les valeurs de ψ positives et négatives. Cette non-linéarité caractérise la présence de contraintes de cisaillement σ_{23} .

- Au niveau de la rectification

. Les contraintes résiduelles caractérisent bien le type de rectification de même que le paramètre géométrique sans qu'une corrélation évidente existe entre eux.

. Dans le sens parallèle aux stries d'usinage, la valeur des contraintes résiduelles est supérieure à celle dans le sens perpendiculaire aux stries d'usinage et ceci quel que soit le mode d'usinage.

. Le dernier mode de rectification impose une contrainte résiduelle qui est indépendante de l'histoire de la pièce.

. Les contraintes résiduelles σ_{11} pour l'acier XC 38 sont de compression en surface et présentent un maximum de traction pour une profondeur de 100 µm et s'annulent pour 300 à 500 µm.

. Les contraintes résiduelles σ_{22} sont de traction ou de compression selon la rectification utilisée, présentent un minimum pour 10 à 20 µm de profondeur puis un maximum de traction (100 µm) et s'annulent pour 500 µm de profondeur.

. La rectification cylindrique d'un acier XC 38 engendre uniquement une contrainte de cisaillement σ_{23} en traction. La contrainte σ_{12} n'existe pas ici puisque l'effort de coupe et l'effort de frottement sont confondus. Une étude par un diagramme polaire. $\sigma_{\phi} = f(\emptyset)$ permet de mettre en évidence ces résultats.

VII - CONCLUSION GENERALE

Ce travail a porté sur l'étude d'un acier XC 38 pour lequel nous avons été amené à mesurer les contraintes résiduelles par la méthode de diffraction des rayons X et les paramètres géométriques d'état de surface par une méthode électro-mécanique. Leur évolution est reliée à l'utilisation de différentes gammes d'usinage de tournage et de rectification.

Cette étude permet d'arriver aux conclusions suivantes :

- Au niveau de la mesure par diffraction des rayons X :

  . La technique de mesure des contraintes résiduelles par diffraction des rayons X s'applique bien au cas des surfaces usinées et elle présente l'avantage d'être non destructive.

  . Dans le sens perpendiculaire aux stries d'usinage, les mesures pour les valeurs de ψ positives et négatives se superposent : la courbe $2\theta = f(\sin^2 \psi)$ est linéaire.

  . Dans les autres directions et particulièrement dans le sens parallèle aux stries d'usinage, la courbe $2\theta = f(\sin^2 \psi)$ présente une ouverture quel que soit l'usinage envisagé et il faut effectuer les mesures en $\psi \geqslant 0$ et en $\psi < 0$.

  . Pour prendre en compte l'état triaxial des contraintes en surface et en profondeur résultant de cette ouverture, il est nécessaire d'utiliser la méthode de DOLLE-COHEN-HAUK. Elle permet de déterminer le tenseur complet des contraintes mais elle est longue et nécessite obligatoirement la détermination de l'angle de diffraction $2\theta_o$ pour un matériau non contraint.

  . La méthode de mesure simplifiée de détermination des seules contraintes σ_L et σ_T est intéressante car elle permet d'obtenir une estimation rapide des contraintes résiduelles.

  . La mesure de la largeur à mi-hauteur permet de connaître la zone affectée par l'écrouissage de la surface (50 à 100 µm).

- Au niveau du tournage

  . Le tournage à des profondeurs de passe différentes introduit des contraintes résiduelles superficielles de traction (de 75 à 220 MPa).

  . Dans le sens perpendiculaire aux stries d'usinage, les valeurs des contraintes résiduelles sont plus élevées que dans le sens parallèle aux stries d'usinage et ceci quelle que soit la gamme d'usinage utilisée.

  . La méthode de DOLLE-COHEN-HAUK permet de mettre en évidence des contraintes de cisaillement σ_{12} et σ_{23} qui créent une rotation dans l'espace du repère principal par rapport au repère de la pièce.

La présence de la contrainte σ_{12} est due au fait que l'arête de l'outil qui sert à l'enlèvement de matière et celle qui frotte sur la pièce sont différentes. Ceci explique également l'inclinaison du diagramme polaire $\sigma_{\emptyset} = f(\emptyset)$ par rapport à l'axe d'origine des angles $\emptyset$.

La présence de la contrainte σ_{23} entraîne l'ouverture de la courbe $2\theta = f(\sin^2 \psi)$.

. Les paramètres géométriques restent sensiblement constants et ils ne permettent pas, dans notre cas, de différencier le mode d'usinage subi par la pièce contrairement aux contraintes résiduelles.

. Dans l'étude en profondeur, les contraintes résiduelles présentent un minimum en compression (-150 MPa) à 20 ou 30 µm sous la surface et s'annulent pour une profondeur de 150 à 200 µm.

. Les opérations d'usinage antérieures ont une influence sur la valeur finale des contraintes résiduelles.

- Au niveau de la rectification cylindrique

. Les contraintes résiduelles superficielles sont de compression (de -30 à -250 MPa) dans le sens perpendiculaire aux stries d'usinage quelle que soit la gamme d'usinage utilisée et elles sont de traction (200 MPa) ou nulles dans le sens parallèle aux stries d'usinage.

. Contrairement au cas du tournage, ce sont donc les contraintes dans le sens parallèle aux stries d'usinage qui sont supérieures à celles mesurées dans le sens perpendiculaire.

. Ici, seules les contraintes de cisaillement σ_{23} existent. La rotation du repère principal par rapport au repère de la pièce a lieu uniquement dans un plan parallèle aux stries d'usinage.

La disparition de la contrainte σ_{12} s'explique par le fait que l'effort de coupe et l'effort de frottement sont dans la même direction dans le cas de la rectification.

. Les niveaux de contraintes résiduelles et les valeurs des paramètres géométriques diminuent avec une rectification de plus en plus fine.

. En profondeur, un maximum de traction existe pour les contraintes résiduelles (de 110 à 240 MPa) à 100-150 µm sous la surface et s'annulent pour 300 à 400 µm de profondeur.

. Le dernier mode d'usinage fixe la valeur finale des contraintes résiduelles.

. Cette recherche permet donc de répondre à la question posée sur l'histoire d'une pièce en XC 38 :

Pour le tournage, les opérations d'élaboration antérieures influent sur la valeur finale des contraintes résiduelles, mais en rectification cylindrique ces contraintes sont indépendantes de la gamme d'usinage.

- Au niveau du développement ultérieur de l'étude

. Pour la méthode de DOLLE-COHEN-HAUK, nous avons mis au point un procédé de mesure destructif de l'angle de diffraction $2\theta_o$, mais il serait nécessaire de poursuivre ce travail afin de caractériser cette grandeur par un procédé non destructif ou par un calcul théorique.

. Pour le tournage :

- il serait intéressant de connaître l'influence de certains paramètres sur les contraintes résiduelles :

  * la nature (carbure, céramique,...), la forme (carré, triangulaire), la variation de l'angle de direction du plan d'arête χ des plaquettes d'outil permettra d'agir sur les temps de réalisation d'une pièce et sur les contraintes désirées ;

  * L'usure de l'arête de l'outil, l'avance de la pièce, les différents traitements thermiques subis avant le tournage peuvent influer sur l'historique de la pièce.

- La possibilité de mesurer les efforts de coupe et les températures à la surface de la pièce permettrait d'envisager un modèle prévisionnel du champ de contraintes.

. Pour la rectification, il serait nécessaire :

- de posséder une rectifieuse cylindrique externe automatique ou à commande numérique afin d'avoir des profondeurs de passe d'épaisseur identique et de pouvoir effectuer les passes dans un seul sens (aller) pour éviter le phénomène de frottement au cours de la passe retour.

- de disposer d'une rectifieuse permettant de prendre des profondeurs de passe importantes ($\simeq$ 50 µm) sans flexion de la meule ou du corps de soutien de la meule afin de vérifier si ce cas n'influe pas sur les opérations d'élaboration ultérieures de la pièce.

BIBLIOGRAPHIE

(1) S.O.A. EL HELIEBY, G.W. ROWE : Influence of surface roughness and residual stresses on fatigue life of ground steel components. Metals technology June 1980, p. 221-225.

(2) S.O.A. EL HELIEBY, G.W. ROWE : A quantitative comparison between residual stresses and fatigue properties of surface ground bearing steel. Wear 58 (1980) p. 155-172.

(3) M. FIELD, J.F. KAHLES, J.T. CAMMETT : A review of measuring methods for surface integrity. Annals of the C.I.R.P., Vol. 21/2/1972. p. 219-238.

(4) A.T. BAINBRIDGE : Residual stresses arising from machining and fabrication. AGARD. Conf. Proc. n° 53 - Symposium on engineering practices to avoid stress corrosion cracking (1969) ISTANBUL.

(5) J. PETERS, R. SNOEYS, M. MARIS : Residual stresses in grinding. AGARD - CP - 256 - 47th meeting of the AGARD structures and materials panel, Florence, Sept. 1978.

(6) J. PETERS, P. VANHERCK, M. SASTRODINOTO : Assessment of surface typology analysis techniques. Annals of the C.I.R.P. Vol.28/2/1979, p. 539-554.

(7) J. GIRARD : Les états de surface en tournage. C.E.T.I.M. 1979. Informations n° 61, p. 53-70 ; n° 62, p. 47-61.

(8) S. ENACHE : La qualité des surfaces usinées. Dunod, 1972.

(9) R. AERENS : Choix rationnel des conditions de coupe en rectification cylindrique longitudinale. C.R.I.F. Bruxelles, MC 57, Janvier 1976.

(10) J. GIRARD : Opérations de finition en tournage et en fraisage. C.E.T.I.M. Informations, n° 60 (1979) p.50-57.

(11) J. BOULANGER : Rapport interne Novembre 1980. ENSAM Chalons-Sur-Marne.

(12) J. BIELLE : Projet de Norme Automobile. Mai 1980.

(13) J. BIELLE, L. VAN VLASSELAER : Contrôle microgéométrique : états de surface. Communication présentée à MICRONORA 80 - Besançon, Oct. 1980.

(14) A. MOISAN, C. BERGER, J. BIELLE J.C. GELIN, A. GIRAUDEAU, S. TORBATY, L. VAN VLASSELAER : Rapport DGRST 78-7-3046. I.S.E.S. Chalons-Sur-Marne.

(15) L. VAN VLASSELAER : Thèse 3ème cycle Mai 1981. (PARIS).

(16) J.L. LEBRUN, G. MAEDER, P. PARNIERE : Influence of the cold rolling reduction on the stored energy in a low carbon steel sheet. 5th Int. Conf. on Text. Mat. Aachen 1978.

(17) E.A. METZBOWER : X-ray line profile analysis of titanium alloys Met. Trans. 8 A, 1977, 279.

(18) A. CHABENAT, R. MARTIN : La mesure des contraintes résiduelles. Méthode de Mathar et Soëte, Méthode de Sachs. Mémoire Technique du C.E.T.I.M., n° 24-1975.

(19) J.F. FLAVENOT, A. NIKU-LARI : La mesure des contraintes résiduelles. Méthode de la flèche, Méthode de la source des contraintes. Mémoire Technique du C.E.T.I.M. n° 31, 1977.

(20) F. LECROISEY, B. MIEGE, A. SAINT-ETIENNE : La mesure des contraintes résiduelles. Méthode de détermination par rayons X. Mémoire technique du C.E.T.I.M., n° 33, 1978.

(21) B.D. CULLITY : Elements of X-Ray diffraction. Addison Wesley 1978.

(22) C.S. BARRETT, T.B. MASSALSKI : Structure of metals. Mc Graw Hill, 1966.

(23) A. GUINIER : Théorie et technique de la radiocristallographie Dunod, 1964.

(24) S. TAIRA : X-Ray studies on Mechanical behaviour of materials. The Society of Material Sciences, Kyoto, 1974.

(25) S.A.E. J 784 A : Residual stress measurement by X-Ray diffraction. 1971.

(26) J.L. LEBRUN, G. MAEDER, J.M. SPRAUEL, L. CASTEX : Mesure des contraintes résiduelles par diffraction des rayons X. Publication Scientifique et Technique ENSAM, n° 22, (1981).

(27) G. MAEDER, J.L. LEBRUN, J.M. SPRAUEL : Possibilités actuelles de la méthode de mesure des contraintes par diffraction X. 3ème Colloque sur les progrès dans les méthodes d'investigations des métaux. Saint-Etienne, Décembre 1980, p. 21-1, 21-14.

(28) J.L. LEBRUN, J.M. SPRAUEL G. MAEDER : Use of a position sensitive detector : Macrostress automatic measurements, quantitative phase, Analysis, Microstress analysis. Advances in X-Ray analysis - 24 - 1981, p. 143-148.

(29) J.L. LEBRUN, J.M. SPRAUEL, G. MAEDER : Caracterisation mécanique des surfaces par diffraction X. Journée de l'ENIT - Tunis, Avril 1980.

(30) G. MAEDER, J.L. LEBRUN, L. CORCAUD : Publication Scientifique et Technique de l'ENSAM n° 10, 1977.

(31) W. DEGNER, T. LAUTERLEIN, H. TRUMPOLD : The determination of microhardness and residual stress of machined ferromagnetic components by using Barkhausen effect. Annals of the C.I.R.P. Vol 29/1/1980, p. 403-408.

(32) H. DOLLE, J.B. COHEN : Residual stress in ground steels. Metallurgical Transactions. Vol. 11, A January 1980, p. 159-164.

(33) J.B. COHEN, M.R. JAMES : Portable X-Ray analyzer for residual stresses Journal of testing evaluation, Vol. 6, n° 2, March 1978, p. 91-97.

(34) F. BOLLENRATH, V. HAUK, E.H. MULLER : Zur berechnung der vielkristallinen Elastisitats-konstanten aus den Werten der Einkristalle. Zeitschrift Metallkunde 58 (1967) n° 8 August, p. 76-82.

(35) V. HAUK, H. KOCKELMANN : Röntgenographische Elastizitäts konstanten ferritischer, austenitischer und gehärteter Stähle. Arch. Eisenhüttenwes 50, (1979) n° 8 August, p. 347-350.

(36) H. DOLLE, V. HAUK : Systematich möglicher Gitterdehnungsverteilungen bei mechanisch beanspruchten metallischen Werkstoffen. Zeitschrift Metallkunde 68 (1977) 11, p. 725-728.

(37) H. DOLLE, V. HAUK : Röntgenographische Spannungsermittlung für Eigenspannungssystème allgemeiner Orienterung H.T.M. 31 (1976) 3, p. 165-167.

(38) H. DOLLE, V. HAUK, H.H. JUHE, H. KRAUSE : Zur röntgenographischen Ermittlung dreiachsiger Spannungszustände allgemeiner Orienterung Materialprüf 18 (1976) 11, p. 427-431.

(39) H. DOLLE, V. HAUK, A. NEUBAUER : Der Ermittlung röntgenographischer Elastizitats-konstanten (R.E.K.) und des spannungsfreien Gitterebenenabstandes d^* bei Gitterdehnung-verteilungen mit ψ-Aufspaltung. H.T.M. 33, (1978), 6, p. 318-323.

(40) H. DOLLE : Der theoretische Einfluss mehrachsiger tiefenab-hängiger Eigenspannungszustände auf die röntgenographische Spannungermittlung. H.T.M. 34 (1979), 6, p. 272-277.

(41) H. DOLLE : The influence of multiaxial stress states, stress gradients and elastic anisotropy on the evaluation of stresses by X-Rays. J. Appl. Cryst (1979), 12, p. 489-501.

(42) J.B. COHEN, H. DOLLE, M.R. JAMES : Stress analysis from powder diffraction patterns. Proceedings of symposium on accuracy in powder diffraction. Gaithersburg, June 1979.

(43) Y. YOSHIOKA, M. KAWATA, M. MORINAGA : X-Ray stress measurements in ground surface of steel by position sensitive detector. Advances in X-Ray Analysis, 24, 1981, p. 181-185.

(44) S.O.A. EL HELIEBY, G.W. ROWE : Grindings cracks and microstructural changes in ground steel surfaces Metals Technology. February 1981, p. 58-66.

(45) H.K. TONSHOFF, E. BRINKSMEIER : Determination of the mechanical and thermal influences on machined surfaces by microhardness and residual stress analysis. Annals of the C.I.R.P., Vol. 29/2/1980, p. 519-530.

(46) U.R.K. RAO : Residual stresses due to the turning process. Proceedings of the 3rd international conference on production engineering KYOTO, July 1977, p. 186-191.

(47) U.R.K. RAO : An analysis of residual stresses in the basic cutting process. Proceedings of the 3rd international conference on production engineering KYOTO, July 1977, p. 180-185.

(48) B. SYREN, H. WOHLFAHRT, E. MACHERAUCH : Zur Enstehung von Bearbeitungseigenspannungen Arch. Eisenhüttenwes 48, (1977), 8, p. 421-426.

(49) B. SYREN : Der Einfluss spanender Bearbeitung auf das Biegewechselverformungsverhalten von CK 45 in verschiedenen Warmebehandlungszuständen Dr. Ing. Diss., Universität Karlsrühe, 1975.

(50) B. SYREN, H. WOHLFAHRT, E. MACHERAUCH : Röntgenographische Eigenspannungsbestimmungen an spanabhebend bearbeiteten Proben aus CK 45. H.T.M. 31 (1976) 1+2, p. 90-94.

(51) B. SYREN, H. WOHLFAHRT, E. MACHERAUCH : The influence of residual stresses and surface topography on bending fatigue strength of machined CK 45 in different heat treatment conditions. 2ème Conf. Int. on Mechanical Behavior of Materials BOSTON, 1976, p.212-235.

(52) E. SCHREIBER : Eigenspannungen nach unterschiedlicher mechanischer Bearbeitung des Wälzlagerstahles 100 C6 H.T.M. 31 (1976) 1+2, p. 86-89.

(53) P.S. PREVEY : A comparison of X-Ray Diffraction residual stress measurement methods on machined surfaces. Advances in X-Ray analysis, Vol. 19, 1975, p. 709-724.

(54) R.H. MARION, J.B. COHEN : The need for experimentally determined X-Ray elastic constants. Advances in X-Ray analysis Vol. 20, 1977, p. 355-367.

(55) Y. NAKAGAWA, K. USAMI, A. MINATO
T. TAMAMURA, R. SASAKI,
A. NARUSE : Effect of surface finish on residual stresses distribution and stress corrosion cracking suspectibility of type 304 austenitic stainless steel in a boiling 42% MgC12 solution. Vol. 2, ICM 3, Cambridge England August 1979 p. 603-609.

(56) H.E. FRANZ : Röntgenographische ermittlung der beider Oberflächenbearbeitung von TiAl 6V4 und TiAl6V6Sn2 entstehenden Eigenspannungszustände. V.D.I. - Berichte n° 313, 1978, p. 453-462.

(57) H.E. FRANZ : Bestimmung der Eigenspannungen an definiert bearbeiteten Oberflächen der Werkstoffe TiAl6V4 und TiAl6V6Sn2. H.T.M. 34, (1979), 1 p. 24-37.

(58) A. AUBRY, H. KERVAREC : Caractérisation microstructurale des surfaces. Projet de Fin d'Etudes ENSAM 1979-1980.

(59) E.N. DIACONESCU : Beiträge zur berechnung der remanenten spannungen in einigen revolutinskörpern auf grund der röntgenograsphischen messungen. Bulletin Institutului Politechnic Din Iasi Tomul XIX (XXIII) Fasc. 3-4, 1973

(60) S. TORBATY, A. MOISAN,
J.L. LEBRUN, G. MAEDER : Contraintes résiduelles superficielles introduites par le tournage de l'acier XC 38. Mécanique, Matériaux, Electricité, 1981 n° 378-379, p. 240-248.

(61) S. TORBATY : Contraintes résiduelles introduites par le tournage de l'acier XC 38. Compte-rendu de la réunion du Groupement d'Analyse des Contraintes par diffractométrie X - Montpellier, 1981, Annexe 3.

(62) E. MACHERAUCH, U. WOLFSTIEG : Zur Azimut und Tiefenverteilung von Röntgenographisch ermittelten Schleifeigenspannungen. H.T.M. 31 (1976) Heft 1+2, p. 83-85.

(63) R. LEMAITRE, G. MAEDER, J.P. LUMET : Influence du prétorsionnage sur la représentation polaire des contraintes mesurées par diffraction X en surface d'éprouvettes en acier 45 SCD6. Compte-rendu de la réunion du Groupement d'Analyse des Contraintes par diffractométrie X - Montpellier, Mai 1981. Annexe 1.

(64) E. AMORIS, J.M. DEROO : Mesures des contraintes résiduelles dans des barres de torsion. Projet de Fin d'Etudes ENSAM 1980-1981.

(65) W. GREVE : Bemerkungen zur Automatisierung röntgenographischer Eigenspannungsanalysen. H.T.M. 28 (1973), p. 297-300.

(66) A. NOVAK : Residual stresses caused by grinding. Forum, 1973, (5), p. 189-199. Translation BISI n° 12966 (1975).

(67) H.R. LETNER, H.J. SNYOER : Grinding and lapping stresses in manganese oil-hardening tool steel. Transactions A.S.M.E. 75, (1953), p. 873-882.

(68) E. SCHREIBER : Die Eigenspannungsausbildung beim Schleifen gehärteten Stahles. H.T.M. 28, (1973), Heft 3 p. 186-199.

(69) V. HAUK, W.K. KRUG, G. VAESSEN H. WEISSHAUPT : Der Eigendehnungs, Eigenspannungszustand nach Schleifbeanspruchung. H.T.M. 35 (1980) Heft 3 p. 144-147.

(70) L.E. LARSSON : Residual Stresses distribution in Steel after non-uniform Grinding Operations. Scandinavian Journal of Metallurgy 3 (1974), p. 89-93.

(71) R.H. MARION, J.B. COHEN : Anomalies in measurement of Residual stresses by X-Ray Diffraction. Advances in X-Ray Analysis, Vol. 18 (1974), p. 466-501.

(72) R.H. MARION, J.B. COHEN : The need for experimentally determined X-Ray Elastic Constants. Advances in X-Ray Analysis, Vol. 20, (1977), p. 355-368.

(73) J. F. FLAVENOT, N. SKALLI : Influence des conditions de rectification sur les contraintes résiduelles introduites dans un acier 42 CD 4. Mécanique, Matériaux, Electricité, 1981, n° 378-379, p. 249-260.

(74) C. SAUVAIRE : Influence des conditions d'usinage par rectification sur l'état structural et les contraintes résiduelles de surfaces usinées. Mécanique et Electricité, Novembre 1968, p. 52-56.